



VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ

BRNO UNIVERSITY OF TECHNOLOGY

FAKULTA STROJNÍHO INŽENÝRSTVÍ

FACULTY OF MECHANICAL ENGINEERING

LETECKÝ ÚSTAV

INSTITUTE OF AEROSPACE ENGINEERING

**MODIFIKACE PŘISTÁVACÍHO ZAŘÍZENÍ LETOUNU
IRBIS**

MODIFICATION OF THE LANDING GEAR OF THE IRBIS AIRCRAFT

DIPLOMOVÁ PRÁCE

MASTER'S THESIS

AUTOR PRÁCE

AUTHOR

Bc. Tomáš Forman

VEDOUCÍ PRÁCE

SUPERVISOR

Ing. Jan Šplíchal, Ph.D.

BRNO 2021

Zadání diplomové práce

Ústav: Letecký ústav
Student: **Bc. Tomáš Forman**
Studijní program: Strojní inženýrství
Studijní obor: Stavba letadel
Vedoucí práce: **Ing. Jan Šplíchal, Ph.D.**
Akademický rok: 2020/21

Ředitel ústavu Vám v souladu se zákonem č.111/1998 o vysokých školách a se Studijním a zkušebním řádem VUT v Brně určuje následující téma diplomové práce:

Modifikace přistávacího zařízení letounu Irbis

Stručná charakteristika problematiky úkolu:

Navrhnete modifikaci přistávacího zařízení letounu Irbis. Modifikace bude spočívat ve změně koncepce přistávacího zařízení z koncepce s ostruhovým kolem na koncepci s příďovým kolem. Stanovte zatížení modifikované verze přistávacího zařízení a proveďte pevnostní kontrolu vybraných dílů.

Cíle diplomové práce:

- koncepční návrh
- hmotnostní rozbor letounu s ohledem na provedené úpravy
- výpočet zatížení přistávacího zařízení letounu
- konstrukční návrh přistávacího zařízení
- pevnostní kontrola vybraných dílů podvozku letounu

Seznam doporučené literatury:

DANĚK, V. „Projektování letadel: určeno pro stud. fak. strojní. 1. vyd. Brno: VUT,1991, 148 s. Učební texty vysokých škol. ISBN 80-214-0373-X.

SLAVÍK, S. „Stavba letadel: učební texty. Praha: Vydavatelství ČVUT, 1997. ISBN 80-01-0161-4.

Termín odevzdání diplomové práce je stanoven časovým plánem akademického roku 2020/21

V Brně, dne

L. S.

doc. Ing. Jaroslav Juračka, Ph.D.

ředitel ústavu

doc. Ing. Jaroslav Katolický, Ph.D.

děkan fakulty

ABSTRAKT

Tato diplomová práce se zabývá přestavbou podvozku s ostruhovým kolem na podvozek s kolem příďovým na letounu M-4 Irbis. První kapitola představuje letoun v současné podobě, včetně několika základních technických údajů. Ve druhé kapitole jsou shrnuty teoretické poznatky o typech podvozků, jejich vlastnosti, výhody a nevýhody a jsou zde uvedeni také konkrétní zástupci letounů pro každý podvozek. Třetí kapitola se věnuje výpočtu předepsaného zatížení při přistání dle aktuálního znění předpisu UL 2 a určuje kritické síly, působící na podvozek. Následující kapitola ukazuje samotnou konstrukci nového podvozku, a to včetně původně navrhovaných, ale neuskutečněných variant. V páté kapitole je pozornost věnována pevnostním výpočtům vybraných částí podvozku. Výpočty jsou provedeny analyticky i pomocí MKP. Závěrečná kapitola pak ukazuje vliv nového podvozku na polohu těžiště v jeho krajních polohách a srovnává hmotnosti původního a nového podvozku.

KLÍČOVÁ SLOVA

Příďový podvozek, hlavní podvozek, noha, zatížení, síla, předpis, násobek, pevnost, MKP, centráž, hmotnost

ABSTRACT

This master thesis deals with the landing gear rebuild from tail gear to nose gear of the M-4 Irbis aircraft. The first chapter presents the aircraft in its current state and includes some technical data, too. The theoretical information about types of landing gears, its characteristics, pros and cons and the typical representatives for each type of landing gear are mentioned in the second chapter. The third chapter is about landing gear loads that occur during landing and about the load calculation according to UL 2 regulation. The following chapter shows the construction of the new landing gear, including some of the suggested, but not realised, designs. In the fifth chapter, there is a landing gear strength calculation of some of the gear components. The calculation is analytical and then uses FEM. The very last chapter then shows the effect of new landing gear on the centre of gravity in its extreme positions. The chapter also compares aircraft masses with both landing gears.

KEYWORDS

Nose gear, main gear, leg, load, force, regulation, load factor, strength, FEM, centre of gravity, mass

BIBLIOGRAFICKÁ CITACE

FORMAN, T. *Modifikace přistávacího zařízení letounu Irbis*. Brno, 2021. Diplomová práce. Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství, Letecký ústav. 87 s. Vedoucí diplomové práce Jan Šplíchal.

ČESTNÉ PROHLÁŠENÍ

Prohlašuji, že tato práce je mým původním dílem, zpracoval jsem ji samostatně pod vedením Ing. Jana Šplíchala, Ph.D. a s použitím literatury uvedené v seznamu.

V Brně dne 20. května 2021

.....

Tomáš Forman

PODĚKOVÁNÍ

Tímto chci poděkovat svému vedoucímu diplomové práce, Ing. Janu Šplíchalovi, Ph.D., za jeho pomoc a odborné a přínosné rady a připomínky v průběhu vypracovávání této práce. Velké poděkování patří také Ing. Vojtěchu Sobotkovi a Ladislavu Galetkovi z firmy Kubíček Aircraft s.r.o. za ochotu, vstřícnost a cenné rady, které mi pomohly tuto práci dokončit.

OBSAH

Úvod	10
1 Letoun M-4 Irbis.....	11
1.1 Základní charakteristiky letounu	11
1.2 Současná konstrukce přistávacího zařízení.....	13
2 Koncepce přistávacího zařízení.....	14
2.1 Typy podvozků	14
2.2 Konstrukce podvozků	18
3 Výpočet pozemního zatížení	20
3.1 Souřadný systém letounu a vstupní hodnoty	20
3.2 Podmínky zatížení podvozku (dle UL 2 § 473).....	21
3.3 Základní přistávací podmínky pro podvozek (dle UL 2 § 479).....	21
3.4 Podmínky bočního zatížení (dle UL 2 § 485).....	25
3.5 Podmínky zatížení kol při brzdění (dle UL 2 § 493)	26
3.6 Statické zatížení podvozku	27
3.7 Dodatečné podmínky zatížení příďového podvozku (dle UL 2 § 499)	28
3.8 Celkové shrnutí výsledků.....	30
4 Konstrukční návrh podvozku.....	32
4.1 Požadavky na podvozek.....	32
4.2 Navrhované varianty hlavního podvozku	33
4.3 Konstrukční provedení hlavního podvozku	37
4.4 Konstrukční provedení příďového podvozku	40
4.5 Shrnutí konstrukce nového podvozku.....	42
5 Pevnostní kontrola vybraných dílů	44
5.1 Pevnostní kontrola hlavního podvozku.....	44
5.2 Pevnostní kontrola příďového podvozku.....	58
5.3 Shrnutí analytických výsledků.....	64
6 Hmotnostní rozbor	66
Závěr.....	69
Seznam použitých zkratk a symbolů.....	73
Seznam příloh	77

ÚVOD

Přistávací zařízení je jedním ze základních prvků při konstrukci jakéhokoli letounu. V průběhu času se objevovaly různé druhy a konstrukční řešení podvozků, které se dále ještě dělily dle oblasti použití. Ať už se jedná o ližiny pro přistání na sněhu, o plováky pro přistání na vodu nebo o klasické kolové podvozky pro přistání na zpevněném povrchu. Všechny tyto kategorie pak ještě mohou mít různá koncepční a konstrukční řešení na jednotlivých letounech.

A právě poslední zmíněnou kategorií, tedy kolovými podvozky, se zabývá i tato práce. Konkrétně se jedná o přestavbu podvozku s ostruhovým kolem na podvozek s kolem příďovým na letounu M-4 Irbis firmy Kubíček Aircraft s.r.o. Podrobnější rozbor podvozků je v kapitole 2, ovšem obecně lze říct, že se na letounech vyskytují tři druhy kolových podvozků: podvozek s příďovým kolem, podvozek s ostruhovým kolem a podvozek tandemový, přičemž hojně se používají zejména první dva. Každý z nich má své výhody a nevýhody, s každým se přistání a vzlet realizuje trochu jinak a vyžadují různě zkušené piloty. Každý je také vhodnější pro jiné druhy terénů. Toho si je vědoma i firma Kubíček Aircraft s.r.o., která chce pokrýt co největší poptávku na trhu s ultralehkými letouny a svým zákazníkům tak nabídnout jak letoun s ostruhovým kolem, tak nově i letoun s kolem příďovým.

Cílem této práce je především návrh podvozku s příďovým kolem za předpokladu dodržení všech předepsaných podmínek zejména ze strany leteckých předpisů, s pokud možno co nejjednodušší konstrukcí, která povede na levnou a snadnou výrobu a případnou opravitelnost. Nový podvozek by tak měl celkově zapadat do koncepce jednoduchého a levného letounu se snadnou údržbou a robustní konstrukcí.

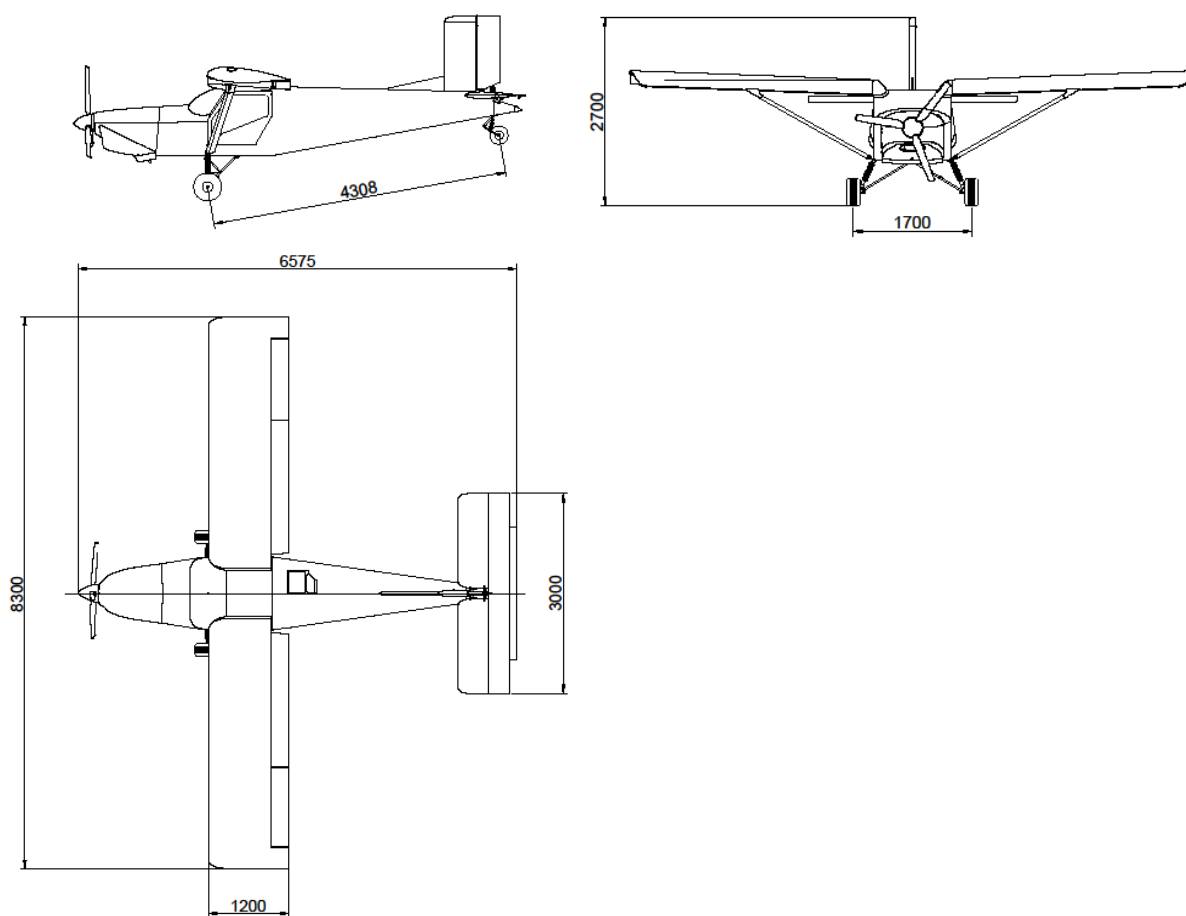
Předběžný návrh hlavního podvozku sestává z přímého nosníku, který se svým ohybem bude starat spolu s pneumatikou o tlumení přistávacího rázu. Případně bude nosník doplněn jiným tlumícím prvkem, pokud samotný ohyb nebude dostačující. Hlavní kola budou také brzděná. Přední podvozková noha počítá se stejnou konstrukcí jako u letounu M-2 Scout. Jedná se o přímou teleskopickou podvozkovou nohu s pružinovým tlumičem. Přední kolo je nebrzděné, ale řízené a stará se tak o zatáčení letounu na zemi.

1 LETOUN M-4 IRBIS

1.1 ZÁKLADNÍ CHARAKTERISTIKY LETOUNU

Letoun M-4 Irbis je jednomotorový dvoumístný hornoplošník kategorie ultralehkých letadel (dále jen UL). Vyrábí jej firma Kubíček Aircraft s.r.o., sídlící v Brně-Maloměřicích. V současné době prochází poslední fází certifikačních zkoušek a sériová výroba a prodej jsou připraveny na rok 2021. Samotná koncepce letounu Irbis vychází z úspěšného švýcarského letounu Pilatus PC-6, avšak M-4 Irbis byl upraven, aby mohl být certifikován v kategorii UL.

Letoun sází zejména na jednoduchou výrobu i následnou údržbu, proto je konstrukce celokovová, přičemž převážně hranatý drak letounu sestává ze svařovaných ocelových trubek doplněných hliníkovými výztuhami. Křídla (vybavena křídélky a klapkami) i ocasní plochy jsou obdélníkového tvaru jednoduché vnitřní nosníkové konstrukce s jedním hlavním a jedním pomocným nosníkem. Potah celého letounu pak tvoří nýťované hliníkové plechy. Podvozek letounu je v současné podobě v provedení s ostruhovým kolem. O pohon se stará osvědčený pístový motor Rotax 912 ULS (o výkonu 80 nebo 100 hp), umístěný v přední části trupu. Motor a pilotní kabinu odděluje motorová protipožární přepážka. V pilotní kabině, široké až 1,25 m, je prostor pro dvě osoby sedící vedle sebe. Za sedadly se pak nachází ještě malý úložný prostor pro příruční zavazadla, popřípadě další drobné předměty. Třípohledový náčrt a celkový pohled na letoun jsou na Obr. 1 a Obr. 2.



Obr. 1 – Třípohledový náčrt letounu M-4 Irbis [1]



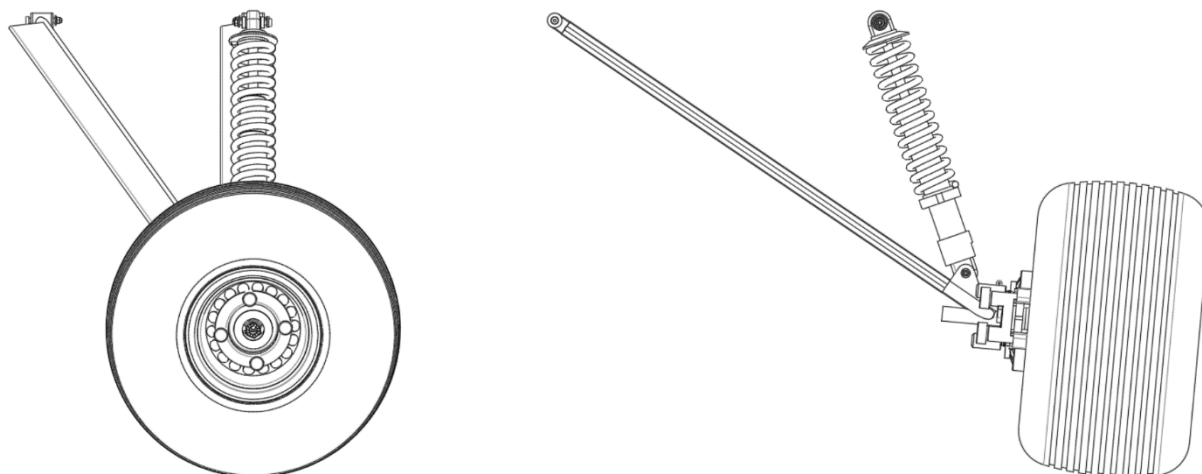
Obr. 2 – Letoun M-4 Irbis [2]

Předpokládá se, že by letoun mohl najít díky snadnému ovládání, robustnosti a nízké pořizovací ceně uplatnění v pilotních školách, letecké turistice, půjčovnách letadel, při vlečení kluzáků a také všude tam, kde jsou zhoršené podmínky vzletové a přistávací dráhy. Základní technické údaje letounu byly poskytnuty výrobcem a lze je nalézt níže [1]:

Rozpětí křidel:	$b = 8,3 \text{ m}$
Délka letounu:	$d_L = 6,575 \text{ m}$
Výška letounu:	$h_L = 2,7 \text{ m}$
Plocha křídla:	$S = 9,985 \text{ m}^2$
Prázdná hmotnost:	$m_{\min} = 350 \text{ kg}$
Max. vzletová hmotnost:	$m_{\text{MTOW}} = 600 \text{ kg}$
Min. hmotnost pilota:	$m_{\text{pil,min}} = 50 \text{ kg}$
Max. hmotnost pilota:	$m_{\text{pil,max}} = 100 \text{ kg}$
Max. hmotnost zavazadla:	$m_{\text{zav}} = 10 \text{ kg}$
Střední aerodyn. těživa:	$c_{\text{SAT}} = 1,203 \text{ m}$
Rozsah centráže:	$\bar{x}_T = 0,2\text{--}0,34 \% c_{\text{SAT}}$
Pád. rychlost s klapkami:	$v_{\text{SF}} = 78 \text{ km} \cdot \text{h}^{-1}$
Cestovní rychlost:	$v_c = 150 \text{ km} \cdot \text{h}^{-1}$
Maximální rychlost:	$v_{\text{max}} = 175 \text{ km} \cdot \text{h}^{-1}$
Nepřekonatelná rychlost:	$v_{\text{NE}} = 252 \text{ km} \cdot \text{h}^{-1}$

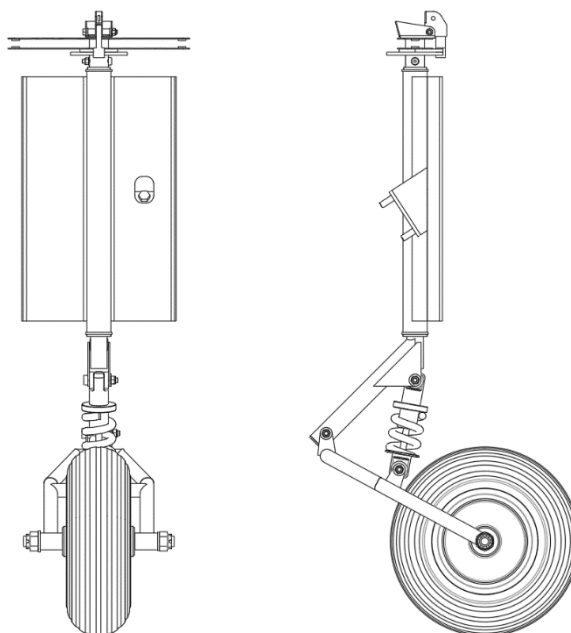
1.2 SOUČASNÁ KONSTRUKCE PŘISTÁVACÍHO ZAŘÍZENÍ

Letoun je nyní vybaven jednoduchým podvozkem s ostruhovým kolem. Hlavní kola podvozku, umístěná na kyvné vidlici, jsou brzděná a o odpružení se stará jak samotná vzduchová náplň pneumatiky (zejména v konfiguraci s velkými pneumatikami, kdy se z letounu stává téměř typ bush plane), tak na každé podvozkové noze umístěný píst a pružina s možností manuálního nastavení tuhosti. Uchycení vidlice k trupu letounu je realizováno pomocí tří bodů, přičemž dva body se nachází pod trupem velmi blízko osy letounu a třetí bod sdílí uchycení s šikmou vzpěrou křídla. Nákres hlavního podvozku viz Obr. 3.



Obr. 3 – Hlavní podvozek letounu M-4 Irbis [1]

Ostruhové kolo je pákové konstrukce a při pojíždění po zemi se stará o zatačení letounu. Otáčení ostruhového kola zprostředkovávají ocelová lanka, spojená s pedály nožního řízení. Pro manipulaci s letounem na zemi je možné uvolnit toto spojení pomocí aretace tak, aby se ostruhové kolo otáčelo volně a nezávisle na výchylce pedálů. Celá konstrukce ostruhového kola je pak uchycena v pouzdře na poslední zadní trupové přepážce. Nákres ostruhového kola viz Obr. 4.



Obr. 4 – Ostruhové kolo letounu M-4 Irbis [1]

2 KONCEPCE PŘISTÁVACÍHO ZAŘÍZENÍ

Základní funkcí přistávacího zařízení je zejména umožnit letounu rozjezd při vzletu a dojezd při jeho přistání. Při pohybu po zemi je podvozek využíván k pojezdu a stání. Zejména během již zmíněného vzletu a přistání (nejkritičtější případ zatížení je při prvním kontaktu letounu s vzletovou a přistávací dráhou), ale i při pojezdu a stání, přebírá veškeré silové účinky mezi letounem a zemí. Během samotného letu ovšem představuje pouze mrtvou váhu a v případě nezatahovatelného typu (např. letoun Irbis) ještě zvyšuje aerodynamický odpor celého letounu.

Kvůli výše zmíněným bodům, ale i kvůli dalším, jsou na podvozky kladeny nemalé nároky. Mezi ně patří [3]:

- Dostatečná tuhost a pevnost konstrukce
- Nízká hmotnost
- Minimální rozměry
- Schopnost převzít pohybovou energii letounu a utlumit ji
- Zmařit kinetickou energii letounu brzděním
- Snížení intenzity přistávacího rázu při přistání
- Zajištění stability a říditelnosti na zemi
- Zabránění podélným a příčným kmitáním letounu
- Zajištění dobré průchodnosti při podmínkách zhoršeného terénu
- Dostatečná spolehlivost a únavová životnost
- Jednoduchá obsluha, údržba a opravitelnost

Mezi další důležitý požadavek na podvozek by se jistě dala uvést i jeho cena. Ta se běžně pohybuje okolo 2–4 % celkové ceny letounu a snahou konstruktéra by samozřejmě mělo být ji co nejvíce snížit [4].

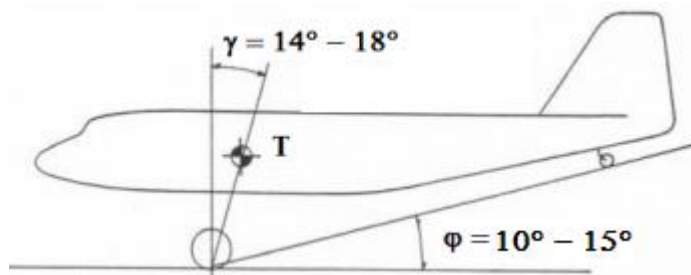
V praxi se v současnosti pro danou kategorii letounů používají tři hlavní konstrukční provedení podvozků. Před samotným návrhem přistávacího zařízení je dobré tato provedení znát, včetně jejich důležitých vlastností a jejich výhod a nevýhod. Následující kapitola se tedy věnuje právě každé z těchto variant a pro každou uvádí i typický příklad letounu.

2.1 TYPY PODVOZKŮ

2.1.1 PŘISTÁVACÍ ZAŘÍZENÍ S OSTRUHOVÝM KOLEM

Tento typ podvozku se na letounech objevuje už od počátků letectví, a to zejména pro jeho konstrukční jednoduchost a ve většině případů i nižší hmotnost. V současnosti se ostruhové kolo objevuje především u zemědělských letounů, u letounů kategorie UL nebo u typu bush plane (přistávání na nezpevněných VPD). Hlavní kola podvozku bývají brzděná, jsou umístěna před těžištěm letounu a nesou většinu celkové tíhy letounu (běžně 87–94 %). Třetím kolem bývá tzv. ostruhové kolo, umístěné na zádi. To může být buď volně otočné, nebo říditelné a nese jen zhruba 6–13 % celkové tíhy. Většinou je nebrzděné. U některých starších typů letounů se někdy místo ostruhového kola používal pouze prut nahrazující ostruhové kolo [3].

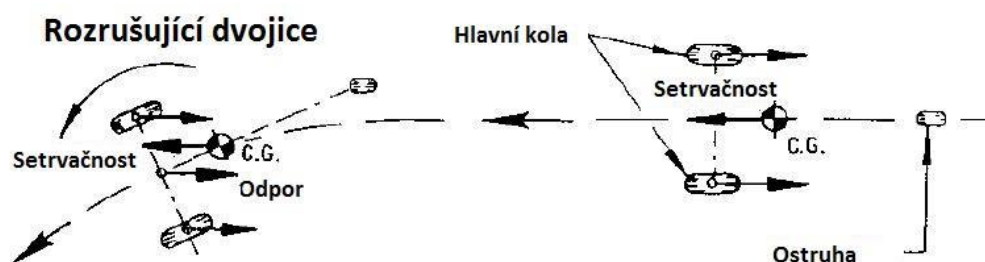
Pro konstrukci podvozku s ostruhovým kolem jsou důležité zejména dva úhly (viz Obr. 5) – γ (definuje polohu hlavního podvozku vůči těžišti) a φ (definuje podélný sklon letounu při stání na všech kolech). Rozchod kol bývá stanoven tak, aby byla zajištěna dostatečná stabilita letounu při pojíždění. Zároveň musí hlavní kola podvozku a úhel γ zajistit dostatečnou vzdálenost vrtule od země (přesnou minimální vzdálenost pro každou kategorii letounu definují předpisy) [3].



Obr. 5 – Schéma letounu s podvozkem s ostruhovým kolem [5]

Jak již bylo zmíněno, hlavními výhodami je zejména jednodušší konstrukce (samotné nohy ostruhového kola i jeho řízení, které bývá spjato s pohybem směrového kormidla) a nižší hmotnost oproti podvozkům s příďovým kolem. Při vhodně zvolené konstrukci lze také docílit nižšího aerodynamického odporu, jelikož ostruhové kolo bývá menší a umístěné vzadu, tudíž na rozdíl od příďového kola není tak intenzivně ofukováno proudem z vrtule (u jednomotorových letounů). Výhodou také může být kratší vzletová dráha na nezpevněném povrchu díky nižšímu valivému odporu kol [4].

Mezi nevýhody patří hlavně špatný výhled pilota při pojíždění po zemi, možnost překlopení na vrtuli při intenzivním brzdění a také stáčení letounu z přímého směru při současném brzdění a bočním větru kvůli poloze těžiště za hlavním podvozkem. Tato nestabilita se projevuje i při zatáčení na zemi (viz Obr. 6) [4].



Obr. 6 – Nestabilita při zatáčení letounu [4]

Typickým představitelem současného letounu s ostruhovým kolem je např. Pilatus PC-6 Porter švýcarské firmy Pilatus (viz Obr. 7). Jedná se o jednomotorový hornoplošník typu STOL kategorie CS-23. Na trhu se poprvé objevil již v r. 1959, ale pro svou univerzálnost, spolehlivost a letové výkony a vlastnosti byl vyráběn až do r. 2019. využívá se zejména jako lehký transportní letoun a jako letoun pro seskoky padákem. Vzniklo i několik vojenských modifikací, zejména během války ve Vietnamu [6].

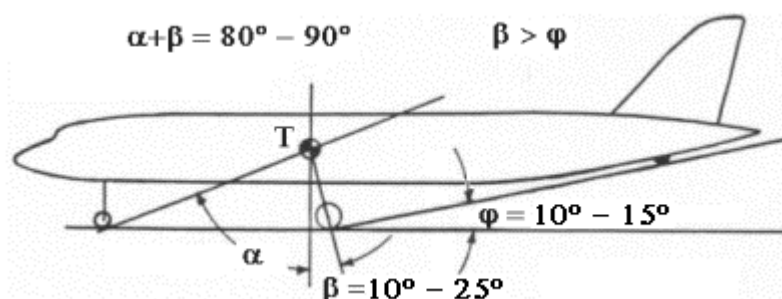


Obr. 7 – Pilatus PC-6 [7]

2.1.2 PŘISTÁVACÍ ZAŘÍZENÍ S PŘÍDOVÝM KOLEM

V současné době nejčastěji používaný typ podvozku, vyskytující se téměř na všech typech letounů, od ultralehkých až po ty největší dopravní. Hlavní kola podvozku leží v tomto případě za těžištěm, bývají brzděná a opět nesou většinu tíhy letounu (85–92 %). Třetí kolo je umístěno na přední části trupu a přenáší pouze malé zatížení od tíhy letounu (8–15 %). Příďové kolo bývá říditelné a u většiny letounů nebrzděné [3].

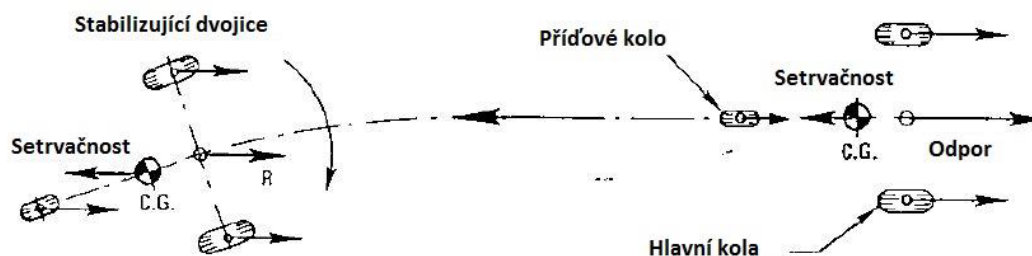
Konstrukce podvozku s příďovým kolem v sobě nese několik důležitých úhlů (viz Obr. 8) – β (definuje polohu hlavního podvozku vůči těžišti) a φ (definuje maximální možný náklon letounu v podélném směru při vzletu/přistání). Musí být splněna podmínka $\beta > \varphi$, aby byl zaručen klopivý moment na nos letounu. Rozchod kol se stejně jako u předchozího typu volí tak, aby byla zaručena stabilita při pojíždění (většinou 20–30 % rozpětí křídla). Nutné je také dodržení předepsané minimální vzdálenosti konce vrtulových listů od země (pro každou kategorii letounů určují dané předpisy) [3].



Obr. 8 – Schéma letounu s podvozkem s příďovým kolem [5]

Hlavními výhodami, které zaručily tak masivní rozšíření tohoto typu podvozku jsou zejména dobrý výhled z kabiny při pohybu na zemi, zaručení dostatečné vzdálenosti vrtule od země i při intenzivním brzdění (nepřeklopí se na nos) a také zaručená směrová stabilita při brzdění a současném bočním větru díky poloze těžiště před hlavním podvozkem. Tato stabilita se projevuje i při zatáčení na zemi (viz Obr. 9). Při vzletu ze zpevněné VPD má letoun nižší odpor díky menšímu úhlu náběhu a vzletne tak na kratší dráze oproti letounu s ostruhovým kolem. Jako výhodu lze zmínit i to, že při stání je podlaha rovnoběžně se zemí a je tedy zjednodušeno nakládání zboží i pohyb po letadle (v případě dopravních letounů) [3].

Nevýhodou předního podvozkového kola je vyšší konstrukční složitost a celkově vyšší hmotnost konstrukce, neboť musí přenášet větší zatížení (zejména při brzdění a kvůli menšímu rozvoru), a tudíž musí být robustnější. U zatahovacích kol musí být vyřešen omezený prostor v přídi, protože nad příďovým kolem se běžně ještě nachází motor (u jednomotorových letounů). U rychlejších letounů bývá také problém příčné kmitání příďového kola [3].



Obr. 9 – Stabilita při zatáčení letounu [4]

Jako typický zástupce současného letounu s příďovým podvozkem byla vybrána Cessna 172 Skyhawk (viz Obr. 10). Tento vysoce rozšířený model se vyrábí již od roku 1956 a za tu dobu ho bylo vyrobeno více jak 44 000 kusů. Svou popularitu si model 172 vydobyl zejména díky snadnému ovládání, vyváženým letovým vlastnostem a vysoké robustnosti. V současnosti je rozšířen po celém světě a užíván jak k rekreačnímu létání, tak k vyhlídkovým letům, ale i pro komerční transport nákladu a osob. Ve výbavě jej má také několik armád, zejména pro průzkumné lety [8].

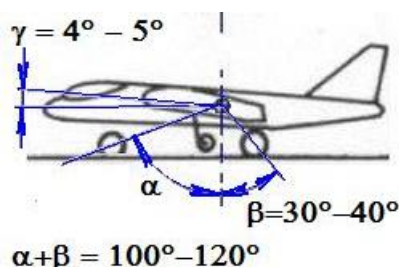


Obr. 10 – Cessna 172 Skyhawk [9]

2.1.3 TANDEMOVÉ PŘISTÁVACÍ ZAŘÍZENÍ

Tandemové uspořádání podvozku je nejméně rozšířeným typem a nalézt jej lze například u některých vojenských letounů (bombardérů) a u většiny kluzáků. Sestává nejčastěji z jednoho hlavního (brzděného) a jednoho pomocného (brzděného/nebrzděného) kola v podélné ose letounu a ze dvou pomocných koleček na koncích nebo blízko konci křídel. Zejména u kluzáků někdy boční kolečka nejsou. Těžiště musí být umístěno mezi koly v ose trupu, přičemž rozložení sil na jednotlivá kola bývá různé, nejčastěji však hlavní kolo přebírá 60–85 % celkové tíhy letounu [3].

Při návrhu letounu s tandemovým podvozkem jsou důležité zejména dva úhly (viz Obr. 11) – β (definuje polohu hlavního podvozku vůči těžišti) a α (definuje polohu pomocného kola vůči těžišti). Rozvor je volen v závislosti na rozložení tíhy letounu na jednotlivá kola [3].



Obr. 11 – Schéma letounu s tandemovým podvozkem [5]

Výhodou tandemového uspořádání podvozku je především jeho jednoduchost (často nemá podvozkové nohy), tím pádem je i velice lehký a levný na výrobu. V případě bombardérů kolečka na křídlech odlehčují nosnou plochu [3].

Nevýhodou je horší manévrovatelnost na zemi a v případě použití bočních koleček nutnost široké VPD (až na rozpětí křídel). U bombardérů mohou kola na konci křídel způsobovat přídavné hmotové momenty, což je nevhodné zejména při rychlých manévrech [3].

Typickým zástupcem letounů s tandemovým uspořádáním podvozku je například český kluzák Let L-13 Blaník (viz Obr. 12). Výrobce Let Kunovice jej produkoval v letech 1958–1978 a za tu dobu jich bylo vyrobeno přes 3000 kusů. Velice oblíbený mezi piloty kluzáků po celé Evropě, hlavně pro svou jednoduchost a nízkou cenu v kombinaci s dobrými letovými vlastnostmi [10].

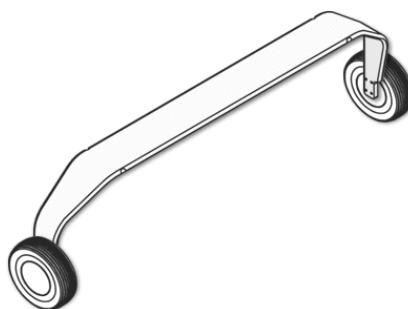


Obr. 12 – Let L-13 Blaník [11]

2.2 KONSTRUKCE PODVOZKŮ

2.2.1 PRUŽINOVÉ PODVOZKY

Jedná se o nejjednodušší řešení hlavního podvozku, sestávající pouze z tvarovaného nosníku (viz Obr. 13). Ten je ve své střední části uchycen k trupu a na obou koncích se nachází kolo s brzdou. Někdy je tento podvozek tvořen dvěma oddělenými nosníky. Pružinové podvozky se navrhují jako nezatahovatelné a používají se zejména u malých letounů. Neobsahují žádné tlumiče, o pružení a tlumení rázů se stará svou deformací samotný materiál nosníku. Nejčastěji se nosníkové podvozky vyrábí z pružinových ocelí, z hliníkových slitin, popřípadě z titanu, novější letouny jej pak běžně mívají vyrobeny z kompozitních materiálů. Výhodou je jednoduchá, ale velice odolná konstrukce, malá potřeba údržby během provozu a nízký odpor za letu [3].

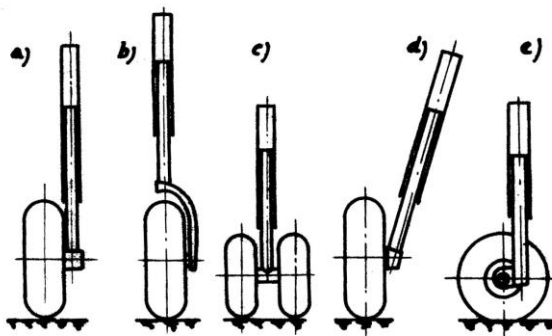


Obr. 13 – Pružinový podvozek [12]

2.2.2 TELESKOPICKÉ PODVOZKY

Tato konstrukce podvozku sestává z podvozkové nohy, ve které je současně umístěn i pružinový nebo hydraulický tlumič (viz Obr. 14). Používají se na všech typech letounů. Můžou být zatahovací (u větších a rychlejších letounů) či pevné (u menších a pomalejších letounů). V případě zatahovatelných je výhodou malý objem konstrukce a tím pádem menší potřebný vnitřní stavební prostor pro uschování podvozku v křídle/trupu. Zároveň má oproti

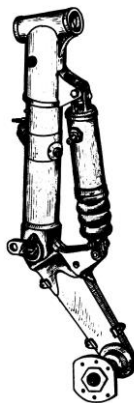
pákovým podvozkům menší odpor za letu a nižší hmotnost. Nevýhodou bývá větší délka podvozkové nohy kvůli dosažení potřebných charakteristik/zdvihu tlumiče a také nutnost použití tzv. nůžek. Teleskopický podvozek může být použit pro hlavní i příďový podvozek a v současné době se jedná o nejpoužívanější konstrukci, zejména pak u dopravních letounů [3].



Obr. 14 – Různé konstrukce teleskopických podvozků [3]

2.2.3 PÁKOVÉ PODVOZKY

Podvozek je opět tvořen podvozkovou nohou, avšak tlumič je umístěn vně na kyvné páce (viz Obr. 15), což umožňuje kratší podvozkovou nohu při zachování velkého zdvihu. Tyto podvozky mohou opět být zatahovatelné i pevné. Mezi další výhody lze řadit i přenos sil od podvozku do konstrukce přímo přes podvozkovou nohu a ne přes tlumič, jak je tomu u teleskopické konstrukce. Nevýhodou je celková složitost a kvůli tomu i vyšší hmotnost a odpor. V současnosti se tato konstrukce používá téměř u všech typů letounů [3].



Obr. 15 – Pákový podvozek [3]

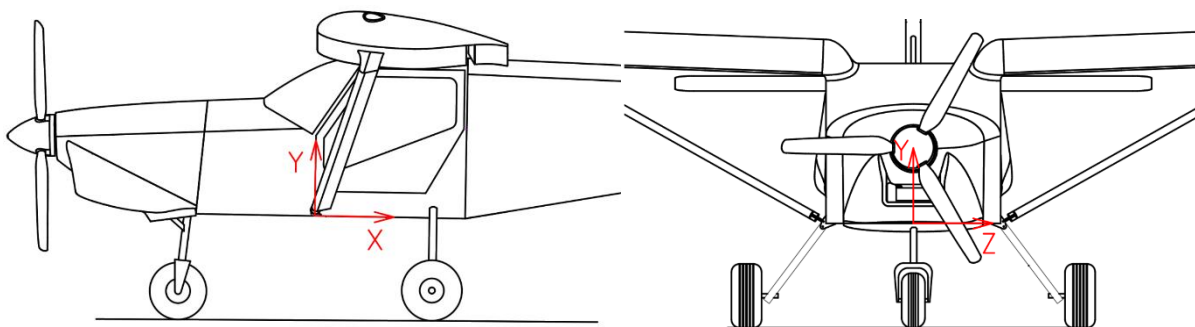
3 VÝPOČET POZEMNÍHO ZATÍŽENÍ

V této kapitole je stanoveno pozemní zatížení, působící na podvozek letounu během přistání, dle předpisu LAA UL 2 ve znění z roku 2019. Finální čísla výpočtů jsou výsledkem iteračního procesu, jelikož pro výpočet je potřebné znát zejména maximální vertikální posun těžiště (vlivem stlačení pneumatiky a tlumiče), rozměry, hmotnost a polohu nově navrženého podvozku. Návrh podvozku ale není možný právě bez znalosti pozemního zatížení, které na něj působí a je tudíž nutné pro prvotní výpočet některá čísla zvolit a pak je zpětně optimalizovat.

Všechna zatížení jsou vypočtena pro přední centráž (konfigurace A) a zadní centráž (konfigurace B) a z výsledků je pak vždy vybrán kritičtější případ pro dané zatížení.

3.1 SOUŘADNÝ SYSTÉM LETOUNU A VSTUPNÍ HODNOTY

Souřadný systém je orientován tak, jak je znázorněno na Obr. 16. Osa x míří dozadu, osa y nahoru a osa z do levého křídla. Počátek souřadného systému je umístěn v ose symetrie letounu tak, že rovina yz prochází počátkem střední aerodynamické tětiny a rovina xz leží v podlaze letounu.



Obr. 16 – Souřadný systém letounu

Vstupní hodnoty výpočtu:

Plocha křídla letounu:	$S = 9,985 \text{ m}^2$
Hmotnost letounu:	$m_{MTOW} = 600 \text{ kg}$
Gravitační zrychlení:	$g = 9,80665 \text{ m} \cdot \text{s}^{-2}$
Tíhová síla letounu:	$G = 5884 \text{ N } (G = m_{MTOW} \cdot g)$
Přední centráž letounu:	$x_{cSATp} = 0,241 \text{ m } (\bar{x}_{cSATp} = 20 \% c_{SAT})$ – konfigurace A
Zadní centráž letounu:	$x_{cSATz} = 0,409 \text{ m } (\bar{x}_{cSATz} = 34 \% c_{SAT})$ – konfigurace B
Pokles těžiště prohnutím:	$y_{TL} = 0,20 \text{ m}$
Pokles těžiště pneumatikou:	$y_{PN} = 0,048 \text{ m}$
Max. úhel sklonu trupu:	$\alpha = 13^\circ$

3.2 PODMÍNKY ZATÍŽENÍ PODVOZKU (DLE UL 2 § 473)

3.2.1 KLESACÍ RYCHLOST

Předpis UL 2 § 473 bod 2. říká, že zvolený provozní násobek, působící v těžišti letounu, nesmí být menší než hodnota, která je dosažena při přistání s klesací rychlostí w_s , s omezením, že nesmí být menší než $1,5 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ a nemusí být vyšší než $3 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ [13].

$$w_s = 0,51 \cdot \sqrt[4]{m_{MTOW} \cdot \frac{g}{S}} = 0,51 \cdot \sqrt[4]{600 \cdot \frac{9,8067}{9,985}} = 2,51 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1} \quad (1)$$

Omezení je splněno: $1,5 < w_s < 3 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$

3.2.2 NÁSOBKY

Předpis UL 2 § 473 bod 3. říká, že vztlková síla při nárazu letounu na zem může nabývat velikosti až $2/3$ tíhové síly letounu, a touto silou tedy odlehčuje nárazu. Při uvážení této vztlkové síly pak lze stanovit násobek setrvačných sil působících v těžišti letounu n_{pr} jako provozní násobek působící na kolech letounu n_k navýšený právě o $2/3$ [13].

Předpis dále říká, že pokud n_{pr} je podle výpočtu větší než 4, potom je nutné uchycení všech soustředěných hmot (motor, palivové nádrže, sedadla posádky, ...) kontrolovat na zatížení odpovídající vypočtenému n_{pr} .

Provozní násobek na kolech letounu

$$n_k = \frac{0,0132 \cdot \sqrt{m_{MTOW} \cdot \frac{g}{S}} + \frac{y}{3}}{y_{ef}} = \frac{0,0132 \cdot \sqrt{600 \cdot \frac{9,8067}{9,985}} + \frac{0,248}{3}}{0,154} = 2,62 \quad (2)$$

kde: $y = y_{TL} + y_{PN}$ [m] – celková dráha tlumení nárazu (celkový pokles těžiště)

$y_{ef} = 0,65 \cdot y_{TL} + 0,5 \cdot y_{PN}$ [m] – účinná dráha tlumení (hydr. tlumič)

Provozní násobek v těžišti letounu

$$n_{pr} = n_k + 0,67 = 2,62 + 0,67 = 3,29 \quad (3)$$

Provozní násobek $n_{pr} < 4$ a není tedy nutná další kontrola uchycení všech soustředěných hmot letounu.

3.3 ZÁKLADNÍ PŘISTÁVACÍ PODMÍNKY PRO PODVOZEK (DLE UL 2 § 479)

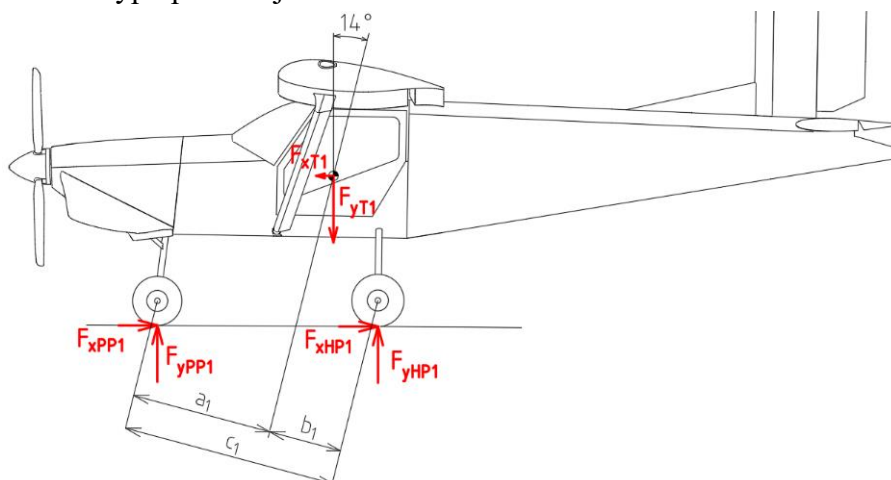
Zde předpis UL 2 uvádí tři možné typy přistání [13]:

- Vodorovné přistání se skloněnými reakcemi
- Vodorovné přistání s příďovým kolem nad zemí
- Přistání s velkým úhlem náběhu

a pro každý z těchto typů rozklad sil do různých směrů. Pro oba případy vodorovného přistání je pak předpisem určen úhel $\varphi_1 = 14^\circ$ ($\text{tg } \varphi_1 = 0,25$), který říká, že ve vodorovném směru na kola podvozku působí čtvrtinová síla oproti směru svislému.

3.3.1 VODOROVNÉ PŘISTÁNÍ SE SKLONĚNÝMI REAKCEMI

Přistání letounu na tři body – kola hlavního podvozku a příďový podvozek. Síly působící na podvozek při tomto typu přistání jsou na Obr. 17.



Obr. 17 – Síly na letoun při přistání se skloněnými reakcemi

Svislá složka síly v těžišti letounu

$$F_{yT1} = -n_{pr} \cdot G = -3,29 \cdot 5884 = -19326,1 \text{ N} \quad (4)$$

Vodorovná složka síly v těžišti letounu

$$F_{xT1} = -0,25 \cdot n_{pr} \cdot G = -0,25 \cdot 3,29 \cdot 5884 = -4831,5 \text{ N} \quad (5)$$

Svislá složka síly na kola hlavního podvozku

$$F_{yHP1A} = (n_{pr} - 0,667) \cdot G \cdot \frac{a_1}{c_1} = (3,29 - 0,667) \cdot 5884 \cdot \frac{0,829}{1,555} = 8210,8 \text{ N} \quad (6)$$

$$F_{yHP1B} = (n_{pr} - 0,667) \cdot G \cdot \frac{a_1}{c_1} = (3,29 - 0,667) \cdot 5884 \cdot \frac{0,998}{1,555} = 9884,7 \text{ N} \quad (7)$$

Vodorovná složka síly na kola hlavního podvozku

$$F_{xHP1A} = 0,25 \cdot n_{pr} \cdot G \cdot \frac{a_1}{c_1} = 0,25 \cdot 3,29 \cdot 5884 \cdot \frac{0,829}{1,555} = 2575,8 \text{ N} \quad (8)$$

$$F_{xHP1B} = 0,25 \cdot n_{pr} \cdot G \cdot \frac{a_1}{c_1} = 0,25 \cdot 3,29 \cdot 5884 \cdot \frac{0,998}{1,555} = 3100,9 \text{ N} \quad (9)$$

Svislá složka síly na příďové kolo

$$F_{yPP1A} = (n_{pr} - 0,667) \cdot G \cdot \frac{b_1}{c_1} = (3,29 - 0,667) \cdot 5884 \cdot \frac{0,726}{1,555} = 7190,7 \text{ N} \quad (10)$$

$$F_{yPP1B} = (n_{pr} - 0,667) \cdot G \cdot \frac{b_1}{c_1} = (3,29 - 0,667) \cdot 5884 \cdot \frac{0,557}{1,555} = 5516,8 \text{ N} \quad (11)$$

Vodorovná složka síly na příďové kolo

$$F_{xPP1} = 0,25 \cdot n_{pr} \cdot G \cdot \frac{b_1}{c_1} = 0,25 \cdot 3,29 \cdot 5884 \cdot \frac{0,726}{1,555} = 2255,8 \text{ N} \quad (12)$$

$$F_{xPP1} = 0,25 \cdot n_{pr} \cdot G \cdot \frac{b_1}{c_1} = 0,25 \cdot 3,29 \cdot 5884 \cdot \frac{0,557}{1,555} = 1730,7 \text{ N} \quad (13)$$

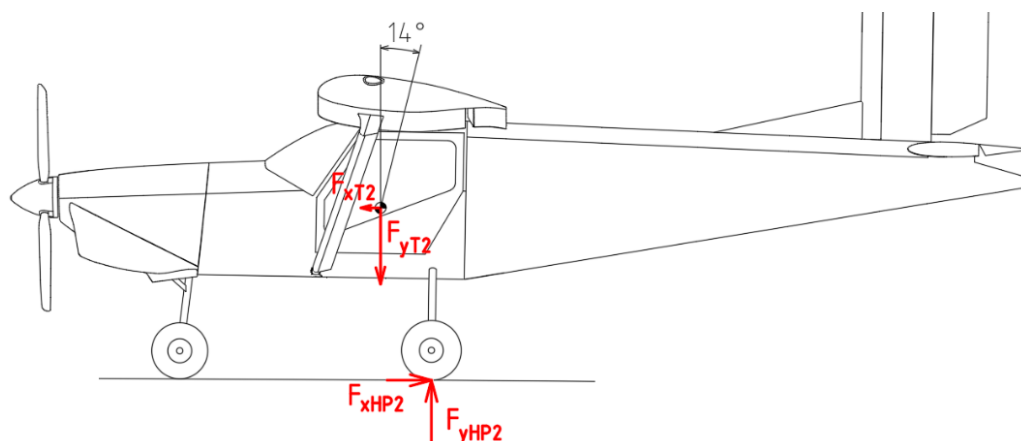
SHRNUTÍ VÝSLEDKŮ

Konfig.	Centráž [% csat]	a ₁ [m]	b ₁ [m]	c ₁ [m]	F _{yHP1} [N]	F _{xHP1} [N]	F _{yPP1} [N]	F _{xPP1} [N]
A	20	0,829	0,726	1,555	8210,8	2575,8	7190,7	2255,8
B	34	0,998	0,557	1,555	9884,7	3100,9	5516,8	1730,7

Tab. 1 – Síly na podvozek při vodorovném přistání se skloněnými reakcemi

3.3.2 VODOROVNÉ PŘISTÁNÍ S PŘÍĐOVÝM KOLEM NAD ZEMÍ

Při tomto typu přistání je letoun sice ve vodorovné pozici, ale veškerý přistávací ráz přebírají pouze kola hlavního podvozku. Síly působící na podvozek při tomto přistání jsou na Obr. 18.



Obr. 18 - Síly na letoun při přistání s příďovým kolem nad zemí

Svislá složka síly v těžišti letounu

$$F_{yT2} = -n_{pr} \cdot G = -3,29 \cdot 5884 = -19326,1 \text{ N} \quad (14)$$

Vodorovná složka síly v těžišti letounu

$$F_{xT2} = -0,25 \cdot n_{pr} \cdot G = -0,25 \cdot 3,29 \cdot 5884 = -4831,5 \text{ N} \quad (15)$$

Svislá složka síly na kola hlavního podvozku

$$F_{yHP2A} = (n_{pr} - 0,667) \cdot G = (3,29 - 0,667) \cdot 5884 = 15401,5 \text{ N} \quad (16)$$

$$F_{yHP2B} = (n_{pr} - 0,667) \cdot G = (3,29 - 0,667) \cdot 5884 = 15401,5 \text{ N} \quad (17)$$

Vodorovná složka síly na kola hlavního podvozku

$$F_{xHP2A} = 0,25 \cdot n_{pr} \cdot G = 0,25 \cdot 3,29 \cdot 5884 = 4831,5 \text{ N} \quad (18)$$

$$F_{xHP2B} = 0,25 \cdot n_{pr} \cdot G = 0,25 \cdot 3,29 \cdot 5884 = 4831,5 \text{ N} \quad (19)$$

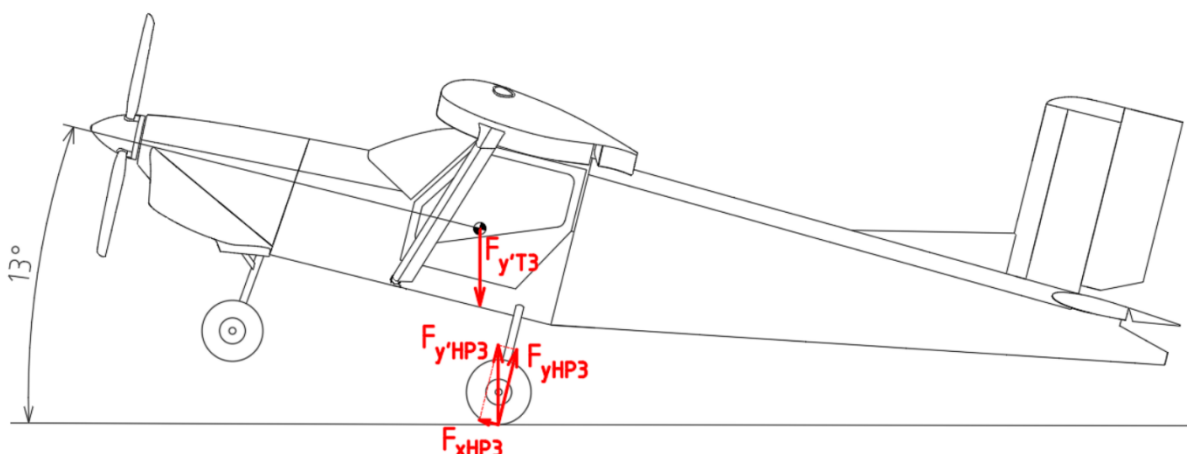
SHRNUTÍ VÝSLEDKŮ

Konfig.	Centráž [% CSAT]	F_{yHP2} [N]	F_{xHP2} [N]
A	20	15401,5	4831,5
B	34	15401,5	4831,5

Tab. 2 – Síly na podvozek při přistání s předovým kolem nad zemí

3.3.3 PŘISTÁNÍ S VELKÝM ÚHLEM NÁBĚHU

Při tomto typu přistání je letoun na maximálním úhlu náběhu (dán buď aerodynamickým, nebo konstrukčním omezením, dle toho, který je menší) a přistává pouze na kola hlavního podvozku. V případě letounu M-4 Irbis je omezení aerodynamické, maximální úhel náběhu je pak $\alpha = 13^\circ$. Síly působící na podvozek při tomto typu přistání jsou na Obr. 19.



Obr. 19 – Síly na letoun při přistání s velkým úhlem náběhu

Svislá složka síly v těžišti letounu v s. s. země

$$F_{y'T3} = -n_{pr} \cdot G = -3,29 \cdot 5884 = -19326,1 \text{ N} \quad (20)$$

Svislá složka síly na kola hlavního podvozku v s. s. země

$$F_{y'HP3} = (n_{pr} - 0,667) \cdot G = (3,29 - 0,667) \cdot 5884 = 15401,5 \text{ N} \quad (21)$$

Svislá složka síly na kola hlavního podvozku

$$F_{yHP3A} = F_{y'HP3} \cdot \cos \alpha = 15401,5 \cdot \cos 13^\circ = 15006,7 \text{ N} \quad (22)$$

$$F_{yHP3B} = F_{y'HP3} \cdot \cos \alpha = 15401,5 \cdot \cos 13^\circ = 15006,7 \text{ N} \quad (23)$$

Vodorovná složka síly na kola hlavního podvozku

$$F_{xHP3A} = -F_{y'HP3} \cdot \sin \alpha = -15401,5 \cdot \sin 13^\circ = -3464,6 \text{ N} \quad (24)$$

$$F_{xHP3B} = -F_{y'HP3} \cdot \sin \alpha = -15401,5 \cdot \sin 13^\circ = -3464,6 \text{ N} \quad (25)$$

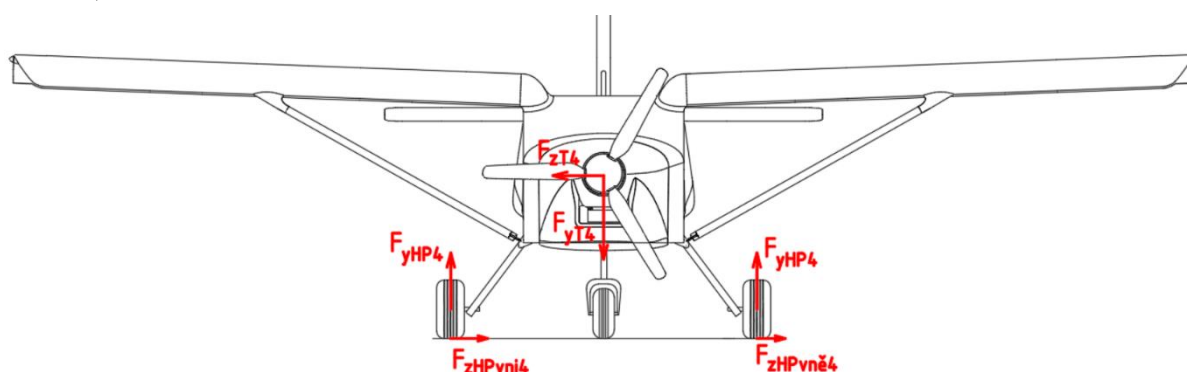
SHRNUTÍ VÝSLEDKŮ

Konfig.	Centráž [% CSAT]	F_{yHP3} [N]	F_{xHP3} [N]
A	20	15006,5	-3464,6
B	34	15006,5	-3464,6

Tab. 3 – Síly na podvozek při přistání s velkým úhlem náběhu

3.4 PODMÍNKY BOČNÍHO ZATÍŽENÍ (DLE UL 2 § 485)

Předpis UL 2 u tohoto druhu zatížení předpokládá letoun ve vodorovné poloze, kdy se kola hlavního podvozku dotýkají země a přenáší veškeré boční i svislé zatížení. V těžišti letounu působí svislá tíhová síla o velikosti $1,34 \cdot G$, rovnoměrně rozdělena na kola hl. podvozku. Provozní boční setrvačná síla působící v těžišti letounu o velikosti $0,83 \cdot G$ je rozdělena následovně: $0,5 \cdot G$ působí na vnitřní kolo a $0,33 \cdot G$ působí na vnější kolo (síly znázorněny na Obr. 20) [13].



Obr. 20 – Síly na letoun při bočním zatížení

Svislá síla v těžišti letounu

$$F_{yT4} = -1,34 \cdot G = -1,34 \cdot 5884 = -7884,6 \text{ N} \quad (26)$$

Boční síla v těžišti letounu

$$F_{zT4} = -0,83 \cdot G = -0,83 \cdot 5884 = -4883,7 \text{ N} \quad (27)$$

Svislá síla na kolo hlavního podvozku

$$F_{yHP4A} = 0,67 \cdot G = 0,67 \cdot 5884 = 3942,3 \text{ N} \quad (28)$$

$$F_{yHP4B} = 0,67 \cdot G = 0,67 \cdot 5884 = 3942,3 \text{ N} \quad (29)$$

Boční síla na vnitřní kolo podvozku

$$F_{zHPvni4A} = 0,5 \cdot G = 0,5 \cdot 5884 = 2942,0 \text{ N} \quad (30)$$

$$F_{zHPvni4B} = 0,5 \cdot G = 0,5 \cdot 5884 = 2942,0 \text{ N} \quad (31)$$

Boční síla na vnější kolo podvozku

$$F_{zHPvne4A} = 0,33 \cdot G = 0,33 \cdot 5884 = 1941,7 \text{ N} \quad (32)$$

$$F_{zHPvne4B} = 0,33 \cdot G = 0,33 \cdot 5884 = 1941,7 \text{ N} \quad (33)$$

SHRNUTÍ VÝSLEDKŮ

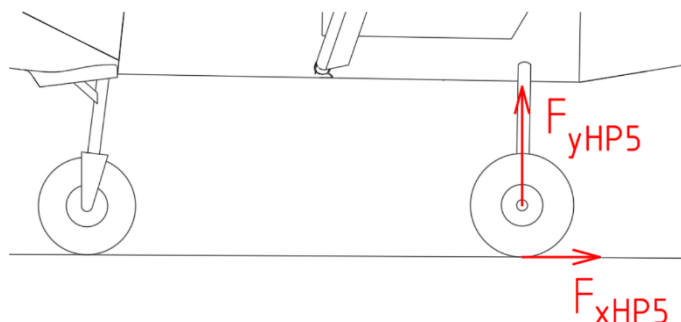
Konfig.	Centráž [% cSAT]	F_{yHP4} [N]	$F_{zHPvni4}$ [N]	$F_{zHPvne4}$ [N]
A	20	3942,3	2942,0	1941,7
B	34	3942,3	2942,0	1941,7

Tab. 4 – Síly na podvozek při bočním zatížení

3.5 PODMÍNKY ZATÍŽENÍ KOL PŘI BRZDĚNÍ (DLE UL 2 § 493)

Předpis UL 2 stanovuje, že zatížení působící na brzděné kolo (s pneumatikami a tlumiči ve statické poloze) je ve svislém směru rovno $0,67 \cdot G$ a ve vodorovném směru rovno $0,54 \cdot G$ [13].

V případě podvozku letounu M-4 Irbis jsou brzděna obě kola hlavního podvozku. Síly působící na podvozek při tomto druhu zatížení jsou znázorněny na Obr. 21.



Obr. 21 – Zatížení na letoun při brzdění

Svislá síla na brzděné kolo

$$F_{yHP5A} = 0,67 \cdot G = 0,67 \cdot 5884 = 3942,3 \text{ N} \quad (34)$$

$$F_{yHP5B} = 0,67 \cdot G = 0,67 \cdot 5884 = 3942,3 \text{ N} \quad (35)$$

Vodorovná síla na brzděné kolo

$$F_{xHP5A} = 0,54 \cdot G = 0,54 \cdot 5884 = 3177,4 \text{ N} \quad (36)$$

$$F_{xHP5B} = 0,54 \cdot G = 0,54 \cdot 5884 = 3177,4 \text{ N} \quad (37)$$

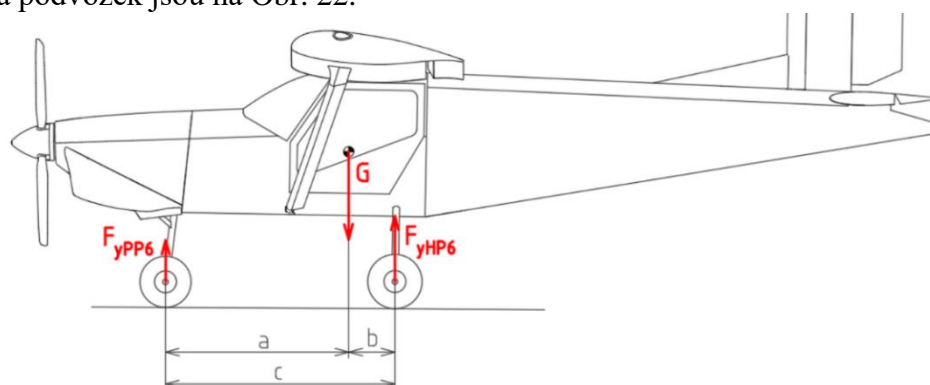
SHRNUTÍ VÝSLEDKŮ

Konfig.	Centráž [% c _{SAT}]	F _{yHP5} [N]	F _{xHP5} [N]
A	20	3942,3	3177,4
B	34	3942,3	3177,4

Tab. 5 – Síly na podvozek při brzdění

3.6 STATICKÉ ZATÍŽENÍ PODVOZKU

Výpočet tohoto zatížení předpis UL 2 uvádí pouze v rámci dodatečných podmínek zatížení příďového podvozku, ovšem pro přehlednost je zpracováno v této samostatné kapitole. Síly působící na podvozek jsou na Obr. 22.



Obr. 22 – Síly na letoun při statickém zatížení

Statická síla na kola hlavního podvozku

$$F_{yHP6A} = G \cdot \frac{a}{c} = 5884 \cdot \frac{1,095}{1,617} = 3984,5 \text{ N} \quad (38)$$

$$F_{yHP6B} = G \cdot \frac{a}{c} = 5884 \cdot \frac{1,263}{1,617} = 4595,8 \text{ N} \quad (39)$$

Statická síla na příďové kolo

$$F_{yPP6A} = G \cdot \frac{b}{c} = 5884 \cdot \frac{0,522}{1,617} = 1899,5 \text{ N} \quad (40)$$

$$F_{yPP6B} = G \cdot \frac{b}{c} = 5884 \cdot \frac{0,354}{1,617} = 1288,2 \text{ N} \quad (41)$$

SHRNUTÍ VÝSLEDKŮ

Konfig.	Centráž [% c _{SAT}]	a [m]	b [m]	c [m]	F _{yHP6} [N]	F _{yPP6} [N]
A	20	1,095	0,522	1,617	3984,5	1899,5
B	34	1,263	0,354	1,617	4595,8	1288,2

Tab. 6 – Statické síly na podvozek

3.7 DODATEČNÉ PODMÍNKY ZATÍŽENÍ PŘÍĐOVÉHO PODVOZKU (DLE UL 2 § 499)

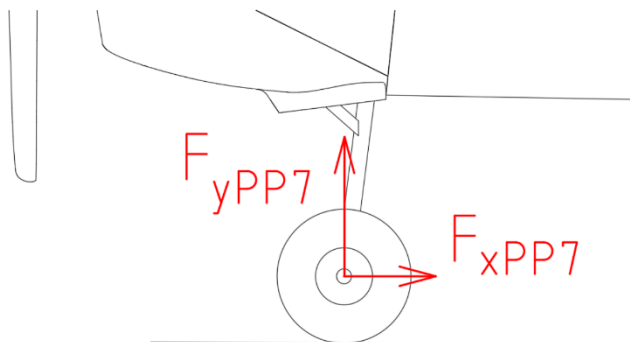
Předpis uvádí jako prvotní podmínku, že stlačení tlumících prvků a pneumatik odpovídá klidovému stavu. Dále pak předpis počítá se třemi druhy dodatečného zatížení příďového podvozku [13]:

- Zatížení dozadu
- Zatížení dopředu
- Zatížení do boku

3.7.1 ZATÍŽENÍ PŮSOBÍCÍ DOZADU

Předpis UL 2 § 499 bod 1. říká, že svislá složka zatížení odpovídá 2,25násobku hodnoty klidového statického zatížení kola a vodorovná (odporová) složka zatížení odpovídá 0,8násobku svislé složky [13].

Síly působící na příďové kolo při tomto druhu zatížení jsou znázorněny na Obr. 23.



Obr. 23 – Síly na příďové kolo při zatížení dozadu

Svislá složka síly na příďové kolo

$$F_{yPP7A} = 2,25 \cdot F_{yPP6A} = 2,25 \cdot 1899,5 = 4273,8 \text{ N} \quad (42)$$

$$F_{yPP7B} = 2,25 \cdot F_{yPP6B} = 2,25 \cdot 1288,2 = 2898,3 \text{ N} \quad (43)$$

Vodorovná složka na příďové kolo

$$F_{xPP7A} = 0,8 \cdot F_{yPP7A} = 0,8 \cdot 4273,8 = 3419,1 \text{ N} \quad (44)$$

$$F_{xPP7B} = 0,8 \cdot F_{yPP7B} = 0,8 \cdot 2898,3 = 2318,7 \text{ N} \quad (45)$$

SHRNUTÍ VÝSLEDKŮ

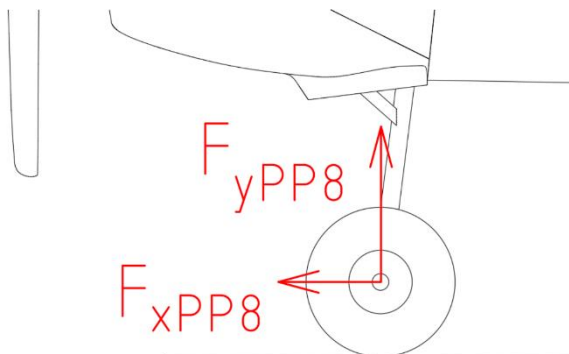
Konfig.	Centráž [% csAT]	F_{yPP7} [N]	F_{xPP7} [N]
A	20	4273,8	3419,1
B	34	2898,3	2318,7

Tab. 7 – Síly na podvozek při zatížení dozadu

3.7.2 ZATÍŽENÍ PŮSOBÍCÍ DOPŘEDU

Předpis UL 2 § 499 bod 2. říká, že svislá složka zatížení odpovídá 2,25násobku hodnoty klidového statického zatížení kola a vodorovná (dopředná) složka zatížení odpovídá 0,4násobku svislé složky [13].

Síly působící na předové kolo při tomto druhu zatížení jsou znázorněny na Obr. 24.



Obr. 24 – Síly na předové kolo při zatížení dopředu

Svislá složka síly na předové kolo

$$F_{yPP8A} = 2,25 \cdot 1899,5 = 2,25 \cdot F_{yPP6A} = 4273,8 \text{ N} \quad (46)$$

$$F_{yPP8B} = 2,25 \cdot 1288,2 = 2,25 \cdot F_{yPP6B} = 2898,3 \text{ N} \quad (47)$$

Vodorovná složka na předové kolo

$$F_{xPP8A} = -0,4 \cdot F_{yPP8A} = -0,4 \cdot 4273,8 = -1709,5 \text{ N} \quad (48)$$

$$F_{xPP8B} = -0,4 \cdot F_{yPP8B} = -0,4 \cdot 2898,3 = -1159,3 \text{ N} \quad (49)$$

SHRNUTÍ VÝSLEDKŮ

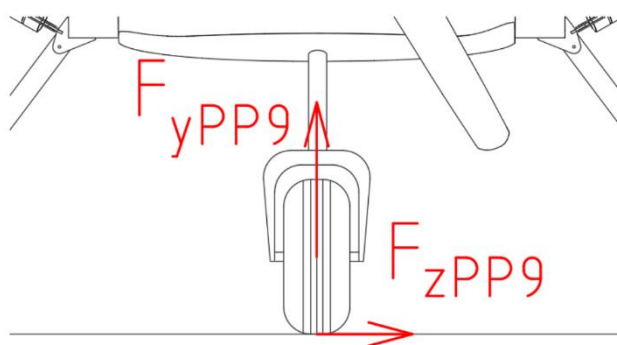
Konfig.	Centráž [% CSAT]	F_{yPP8} [N]	F_{xPP8} [N]
A	20	4273,8	-1709,5
B	34	2898,3	-1159,3

Tab. 8 – Síly na podvozek při zatížení dopředu

3.7.3 ZATÍŽENÍ PŮSOBÍCÍ DO BOKU

Předpis UL 2 § 499 bod 3. říká, že svislá složka zatížení odpovídá 2,25násobku hodnoty klidového statického zatížení kola a boční složka zatížení odpovídá 0,7násobku svislé složky [13].

Síly působící na předové kolo při tomto druhu zatížení jsou znázorněny na Obr. 25.



Obr. 25 – Síly na předové kolo při bočním zatížení

Svislá složka síly na předové kolo

$$F_{yPP9A} = 2,25 \cdot F_{yPP6B} = 2,25 \cdot 1899,5 = 4273,8 \text{ N} \quad (50)$$

$$F_{yPP9B} = 2,25 \cdot F_{yPP6B} = 2,25 \cdot 1288,2 = 2898,3 \text{ N} \quad (51)$$

Boční složka na předové kolo

$$F_{zPP9A} = 0,7 \cdot F_{yPP9A} = 0,7 \cdot 4273,8 = 2991,7 \text{ N} \quad (52)$$

$$F_{zPP9B} = 0,7 \cdot F_{yPP9B} = 0,7 \cdot 2898,3 = 2028,8 \text{ N} \quad (53)$$

SHRNUTÍ VÝSLEDKŮ

Konfig.	Centráž [% CSAT]	F_{yPP9} [N]	F_{zPP9} [N]
A	20	4273,8	2991,7
B	34	2898,3	2028,8

Tab. 9 – Síly na podvozek při zatížení do boku

3.8 CELKOVÉ SHRNUTÍ VÝSLEDKŮ

V předešlých kapitolách byly vypočítány jednotlivé druhy zatížení podvozku, které předpokládá předpis UL 2. Většina hodnot zatížení hlavního podvozku byla určena pro obě kola, ovšem v následující tabulce už je vždy uvedeno jen zatížení jednoho kola, protože s těmito zatíženími pak bude počítáno dále. Zároveň jsou v tabulce uvedeny pouze kritičtější případy zatížení, tzn. pro hlavní podvozek převážně konfigurace B (zadní centráž) a pro předový podvozek převážně konfigurace A (přední centráž). Pokud je zatížení pro obě konfigurace stejné, je uváděno A/B.

Z Tab. 10 je patrné, že nejkritičtější zatížení na hlavní podvozek ve svislém směru (ve směru osy y) je při vodorovném přistání s předovým kolem nad zemí. To je logické, protože při tomto přistání předový podvozek nepřebírá žádný podíl zatížení a veškeré síly tak musí utlumit podvozek hlavní. Co se týká zatížení hlavního podvozku ve vodorovném směru (ve směru osy x), největší síly musí být pohlceny při brzdění, naopak v protisměru osy x se největší zatížení objevuje při přistání s velkým úhlem náběhu. Boční zatížení (ve směru i v protisměru osy z) se pak na hlavním podvozku objevuje pouze při případě bočního zatížení a je tedy logické, že tento případ bude kritickým.

Na příďový podvozek je největší zatížení ve svislém směru při přistání se skloněnými reakcemi (přistání na tři body) v konfiguraci s přední centráží. V tomto uspořádání přebírá příďový podvozek přibližně 47 % celkového zatížení. Ostatní kritická zatížení ve vodorovném směru a ve směru do boku působí na příďový podvozek při dodatečných zatíženích. Hodnoty všech sil, působících ve všech směrech na příďové kolo, jsou v Tab. 11.

Hlavní podvozek				
Případ zatížení	Konfig.	F_{xHP} [N]	F_{yHP} [N]	F_{zHP} [N]
Vodorovné přistání se skloněnými reakcemi	B	1550,5	4942,4	0
Vodorovné přistání s příďovým kolem nad zemí	A/B	2415,8	7700,8	0
Přistání s velkým úhlem náběhu	A/B	-1732,3	7503,4	0
Boční zatížení	vnitřní vnější	0	3942,3	2942,0
				1941,7
Zatížení při brzdění	A/B	3177,4	3942,3	0
Statické zatížení	B	0	2297,9	0

Tab. 10 – Shrnutí výsledků zatížení hl. podvozku

Příďový podvozek				
Případ zatížení	Konfig.	F_{xPP} [N]	F_{yPP} [N]	F_{zPP} [N]
Vodorovné přistání se skloněnými reakcemi	A	2255,8	7190,7	0
Statické zatížení	A	0	1899,5	0
Dodatečné zatížení působící dozadu	A	3419,1	4273,8	0
Dodatečné zatížení působící dopředu	A	-1709,5	4273,8	0
Dodatečné zatížení působící do boku	A	0	4273,8	2991,7

Tab. 11 – Shrnutí výsledků zatížení příďového podvozku

4 KONSTRUKČNÍ NÁVRH PODVOZKU

Tato kapitola je zaměřená na samotnou konstrukci nového podvozku, zejména pak na konstrukci podvozku hlavního. Bylo navrženo několik konstrukčních řešení hlavního podvozku, které byly následně analyzovány a vybráno bylo to nejvhodnější. Toto řešení je pak dále podrobněji rozebráno v následujících kapitolách.

Příďový podvozek bude převzat z letounu M-2 Scout, pouze s minimálními konstrukčními změnami tak, aby mohl být použit v souladu s předpisy a s konstrukčními doporučeními. Tato práce se jím také bude zabývat, ovšem v menší míře, jelikož hlavní váha spočívá na návrhu podvozku hlavního.

4.1 POŽADAVKY NA PODVOZEK

Podvozek všech letounů se navrhuje tak, aby splňoval všechny požadavky na něj kladené v rámci příslušných předpisů. Existují však také obecná doporučení ohledně samotné konstrukce, která by měla konstruktérovi pomoci navrhnout kvalitní podvozek, jenž bude poskytovat pilotovi a posádce dostatečný komfort a zároveň stabilitu při přistání a pojíždění na zemi.

4.1.1 POŽADAVKY PŘEDPISU UL 2

POZEMNÍ ZATÍŽENÍ PODVOZKU (DLE UL 2 § 471-499)

Podrobnější znění a konkrétní požadavky viz kapitola 3.

BEZPEČNÁ VZDÁLENOST VRTULE (DLE UL 2 § 925)

Předpis stanovuje, že pro nezakrytovanou vrtuli nesmí překročit bezpečná vzdálenost při maximální hmotnosti, nejnepříznivější poloze těžiště a nejnepříznivějším nastavení listů vzdálenost od země: nejméně 170 mm mezi vrtulí a zemí (pro každý letoun s příďovým podvozkem). Přitom podvozek musí být staticky stlačený a letoun se nachází buď v normální vodorovné poloze při vzletu, nebo v poloze při pojíždění, podle toho, která poloha je kritičtější. Kromě toho musí být ve vodorovné poloze při startu dodržena bezpečná vzdálenost, jestliže

- a. kritická pneumatika je zcela bez tlaku a příslušná vzpěra podvozku je staticky zatížena nebo
- b. kritická vzpěra podvozku je na doraze a příslušná pneumatika je staticky zatížena [13].

OSTATNÍ VYBRANÉ POŽADAVKY PŘEDPISU

Další požadavky na podvozek uvádí předpis UL 2 pouze obecněji. Jedná se například o § 721, který říká, že letoun musí být navržen tak, aby mohl přistávat bez ohrožení osob na palubě na krátké travnaté ploše [13].

Obecným předpokladem pro konstrukci nejen podvozku je například i § 627, který říká, že konstrukce musí být navržena a provedena tak, aby byla vyloučena místa s koncentracemi napětí a vysokými hladinami napětí a byl brán ohled na účinky vibrací. Nesmí být použity materiály, které mají špatné vlastnosti při šíření trhlin. Všechny sestavy, především v nosné (primární) konstrukci, musí být bez problémů kontrolovatelné [13].

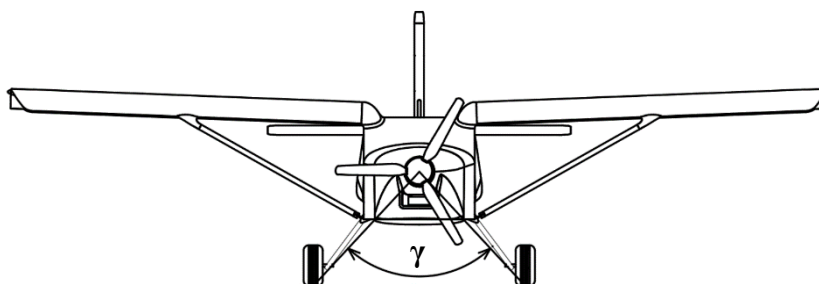
Další obecné požadavky předpisu UL 2 se týkají například dobře známého koeficientu bezpečnosti $f = 1,5$ pro navýšení provozního zatížení na početní, a jiných doplňujících koeficientů.

Za zmínku stojí také požadavek na pevnost a deformace, který zjednodušeně říká, že při provozním zatížení nesmí na letounu nastat trvalé plastické deformace a vzniklé elastické deformace nesmí omezit bezpečný provoz letounu. Při početním zatížení musí letoun vydržet alespoň 3 vteřiny, než dojde k porušení konstrukce. Toto neplatí pro dynamickou zkoušku, kdy jsou prokazovány skutečné zatěžovací podmínky [13].

4.1.2 OBECNÁ DOPORUČENÍ

Některá z těchto doporučení již byla zmíněna v podkapitole 2.1.2. Jedná se zejména o úhel mezi těžištěm a kolem hl. podvozku a pak úhel mezi kolem hl. podvozku a bodem dotyku ocasu se zemí. Tyto úhly jsou zobrazeny na Obr. 8 a určují, zda se letoun při dotyku ocasu se zemí překloupí zpět na předové kolo.

Pro větší stabilitu letounu v příčném směru při pojíždění na zemi se doporučuje úhel $\gamma > 90^\circ$ (znázorněn na Obr. 26). Čím větší je tento úhel, tím menší možnost převrácení letounu při prudké zatáčky či bočním větru.



Obr. 26 – Důležitý úhel rozchodu podvozku

4.2 NAVRHOVANÉ VARIANTY HLAVNÍHO PODVOZKU

Společně s firmou bylo navrženo několik konstrukčních variant hlavního podvozku, které by mohly být použity a šlo by je poměrně jednoduše uchytit do stávajícího trupu bez velkých konstrukčních změn. Zároveň by se mělo jednat o konstrukci jednoduchou, s co nejnížší hmotností a co nejvyšší úrovní pohodlí pro posádku. Byly vybrány následující tři konstrukční návrhy.

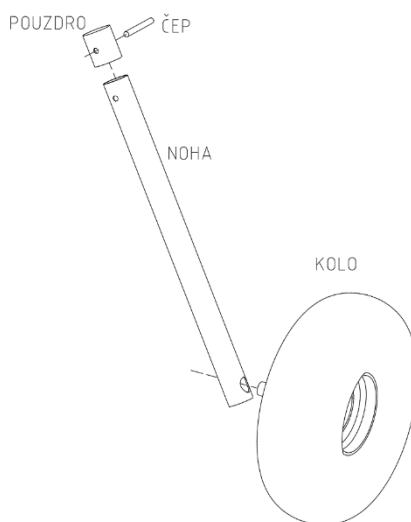
Současný hlavní podvozek na letounu ve variantě s ostruhovým kolem sestává pro každé kolo ze dvou nosníků, uchycených blízko podélné osy letounu, a jednoho tlumiče, uchyceného ve spodním rohu trupu. Toto řešení má poměrně jednoduchou kinematiku, ovšem je složitější zejména na dodržení přesnosti výroby a také má velký odpor. Jedním z možných řešení by také bylo stávající podvozek pouze otočit a umístit více k zádi trupu. Toto řešení ale nakonec podrobněji rozpracováno nebylo, zejména z důvodu výše vyjmenovaných nevýhod.

Uvažované varianty:

- Varianta 1 – Rovná podvozková noha v pouzdře
- Varianta 2 – Tvarovaný plát
- Varianta 3 – Páková noha s tlumičem (zvolená varianta)

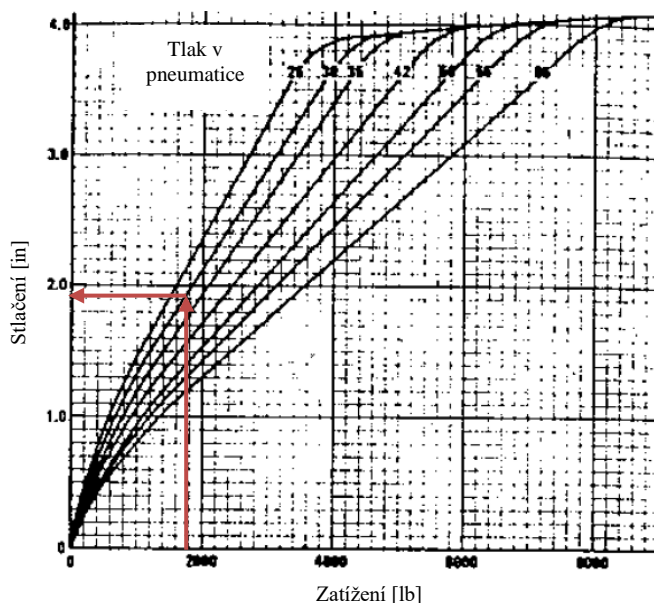
4.2.1 VARIANTA 1

První z navrhovaných variant sestávala z trubky kruhového příčného průřezu, jakožto hlavní podvozkové nohy, která by ve svém kořeni byla vsazena do pouzdra a zajištěna například čepem, či podobným systémem (viz Obr. 27). Pouzdro by pak následně bylo vhodně uchyceno do trupu. O celkové tlumení přistávacích rázů by se staralo stlačení pneumatiky a průhyb nohy.



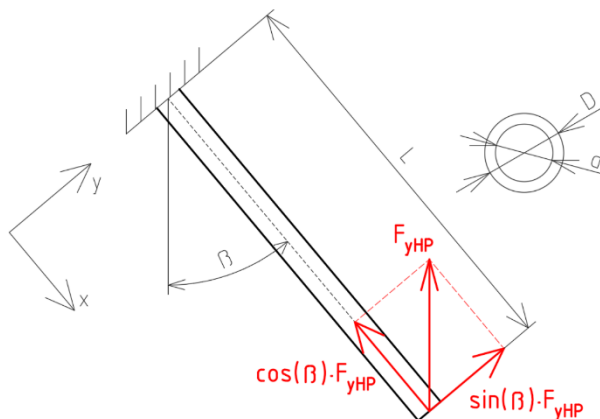
Obr. 27 – Schéma podvozku s rovnou nohou v pouzdře

Jedná se o velmi jednoduchý konstrukční koncept, který by byl snadný na výrobu i montáž a poskytoval by lepší aerodynamické charakteristiky jak současný podvozek. Problémem tohoto řešení je ovšem zejména maximální napětí v kořeni trubky (případně průhyb celé trubky) při kritických zatíženích daných předpisem UL 2. Pokud má být dodržen požadavek na maximální násobek při přistání $n_{pr} \leq 4$, je nutné, aby celková dráha tlumení nárazu (celkový pokles těžiště) y ve svislém směru byl alespoň 240 mm. Z [4] bylo určeno teoretické maximální stlačení pneumatiky o rozměrech 6,00-6 na 48 mm (1,9 palce) (viz Obr. 28).



Obr. 28 – Graf pro určení teoretického dynamického stlačení pneumatiky při zatížení [4] (upraveno)

Na průhyb samotné trubky ve svislém směru pak připadá 192 mm. Takovýto průhyb ovšem není při zatěžující ohybové síle (sinová složka svislé zatěžující síly) přibližně 4950 N a při délce trubky přibližně 640 mm reálný. Pro názornost je proveden zjednodušený výpočet ohybu vetknuté ocelové trubky Tr 46x2 o délce $L = 640$ mm, zatěžující svislé síle $F_{yHP} = 7700$ N a úhlu nohy (trubky) vůči svislé ose $\beta = 40^\circ$. Celkové schéma výpočtu je na Obr. 29.



Obr. 29 – Schéma zjednodušeného zatížení nohy

$$w_F = \int_0^L \frac{M_o}{EJ} \cdot \frac{\partial M_o}{F_{yHP}} dx = \frac{F_{yHP}}{EJ} \cdot \left[\frac{x^3}{3} \right]_0^L = \frac{F_{yHP} \cdot \sin \beta \cdot L^3}{3EJ} = \frac{F_{yHP} \cdot \sin \beta \cdot L^3}{3E \cdot \frac{\pi \cdot D^4}{64} \cdot \left(1 - \frac{d^4}{D^4}\right)} \quad (54)$$

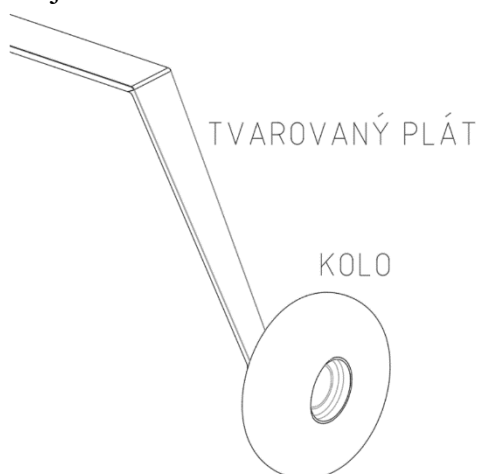
$$w_F = \frac{7700 \cdot \sin 40^\circ \cdot 0,64^3}{3 \cdot 2,1 \cdot 10^{11} \cdot \frac{\pi \cdot 0,046^4}{64} \cdot \left(1 - \frac{0,042^4}{0,046^4}\right)} = 30,7 \text{ mm}$$

Z výsledku je patrné, že průhyb ani zdaleka nedostačuje a tím pádem by razantně narostl násobek n_{pr} , což je nežádoucí, jelikož by se musely kontrolovat veškeré soustředěné hmoty v letounu. Také by se zvýšily celkové síly, působící na letoun. To vše by znamenalo dodatečné zkoušky, čímž by se velice prodražilo a také odložilo případné nasazení předřového podvozku do výroby. Zvýšení průhybu by přineslo nahrazení oceli například durallem (průhyb se zvyšuje nepřímě úměrně Youngovým modulům pružnosti materiálů), avšak dural nemá zdaleka takovou pevnost a došlo by ke zlomení nohy v důsledku překročení maximálního napětí v kořeni vlivem velkého ohybového momentu. Stejná situace by nastala v případě snížení průměru ocelové trubky. Tato varianta hlavního podvozku tedy nebude použita.

4.2.2 VARIANTA 2

Jeden z nejjednodušších a nejpoužívanějších podvozků na ultralehkých letounech současnosti. Často se v objevují tyto druhy podvozků vyrobené z kompozitních materiálů díky jejich výhodným vlastnostem. Ovšem nevýhodou je vysoká cena, která kompozitovou nohu vyloučila z uvažování pro letoun Irbis. Bylo tedy uvažováno s tvarovaným ocelovým plátem vyrobeným metodou ohýbání. Jelikož firma Kubíček Aircraft nedisponuje prostředky pro ohýbání tak tlustých ocelových plátů, jaké se běžně pro tyto potřeby využívají, musela by noha být externě objednávana, což by opět zvýšilo cenu. Navíc tento druh podvozku velice špatně tlumí předozadní rázy a nelze mu už zpětně nastavit jinou tuhost než tu, se kterou přišel z výroby a při poškození plátu je nutné jej celý vyměnit, nebo by oprava byla minimálně velice

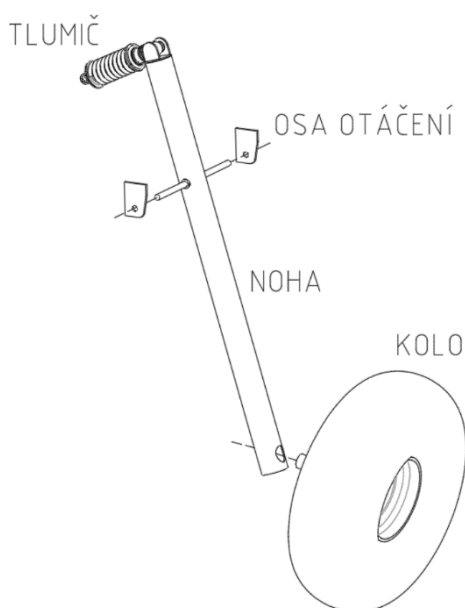
problematická. Proto bylo rozhodnuto, že tvarovaný ocelový plát nebude pro letoun Irbis použit. Na Obr. 30 je pak vidět zjednodušená vizualizace kola a tvarovaného ocelového plátu.



Obr. 30 – Schéma podvozku s tvarovým plátem

4.2.3 VARIANTA 3 (ZVOLENÁ VARIANTA)

Tento typ konstrukce byl zvolen pro letoun M-4 Irbis. Jedná se o princip páky, kdy podvozkovou nohu tvoří v tomto případě rovná trubka kruhového příčného průřezu. Ta je otočně uchycena k trupu a o tlumení svislých přistávacích a pojížděcích rázů se stará tlumič na jejím konci. Druhý konec je pak přivařen k ose otáčení kola. Zjednodušené schéma tohoto typu podvozku je na Obr. 31.



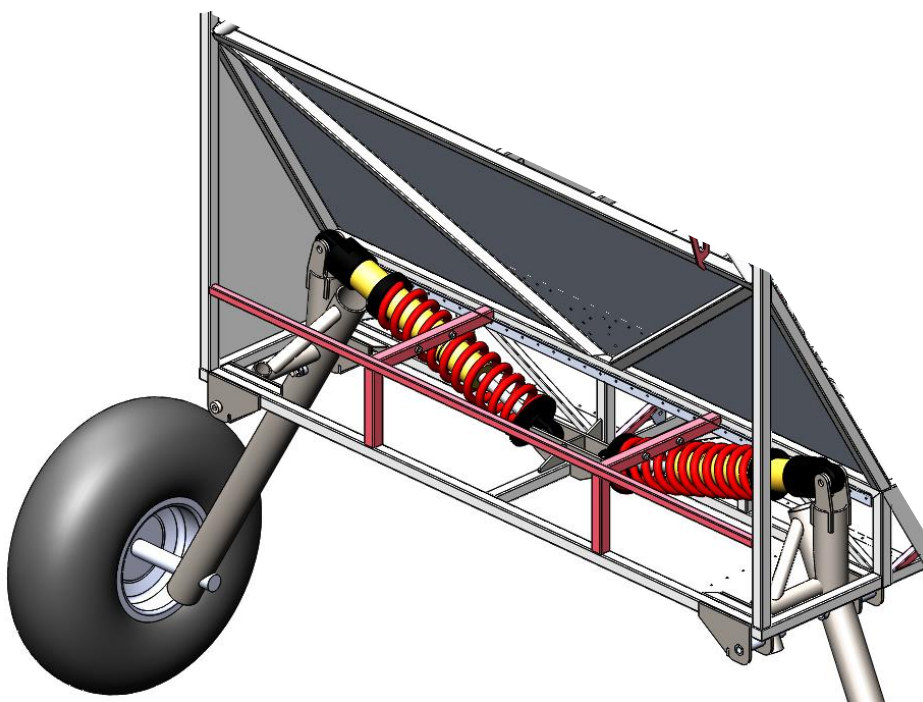
Obr. 31 – Schéma podvozku s rovnou nohou a tlumičem

V tomto případě se na posunu těžiště ve vertikálním směru podílí zejména natočení podvozkové nohy okolo osy otáčení, v menší míře pak stlačení pneumatiky a průhyb samotné nohy. Výhodou je, že celkový posuv těžiště lze korigovat vhodně zvoleným tlumičem a poměrem jednotlivých délek částí páky (nohy). Předozadní rázy pak pohlcuje zejména pneumatika a uložení nohy v ose otáčení, menší část také pohltní deformace samotné podvozkové nohy. Nicméně vzhledem k tomu, že vodorovná síla na nohu je přibližně čtvrtinová oproti síle svislé, a hlavně neovlivňuje násobek zatížení, není potřebné nějaké samostatné tlumení.

Tento pákový mechanismus podvozků je sice lehce složitější jak předešlé dva způsoby, ale jeho celková cena je oproti tvarovanému plátu nižší. Zároveň je podvozková noha s tlumičem stále jednoduchá na výrobu, celkově je tato konstrukce dobře uchytitelná do trupu letounu a lze v případě potřeby měnit velikost tlumení změnou parametrů tlumiče. Podrobnější popis je pak v následující kapitole, která se zabývá přímo konkrétní použitou konstrukcí na letounu.

4.3 KONSTRUKČNÍ PROVEDENÍ HLAVNÍHO PODVOZKU

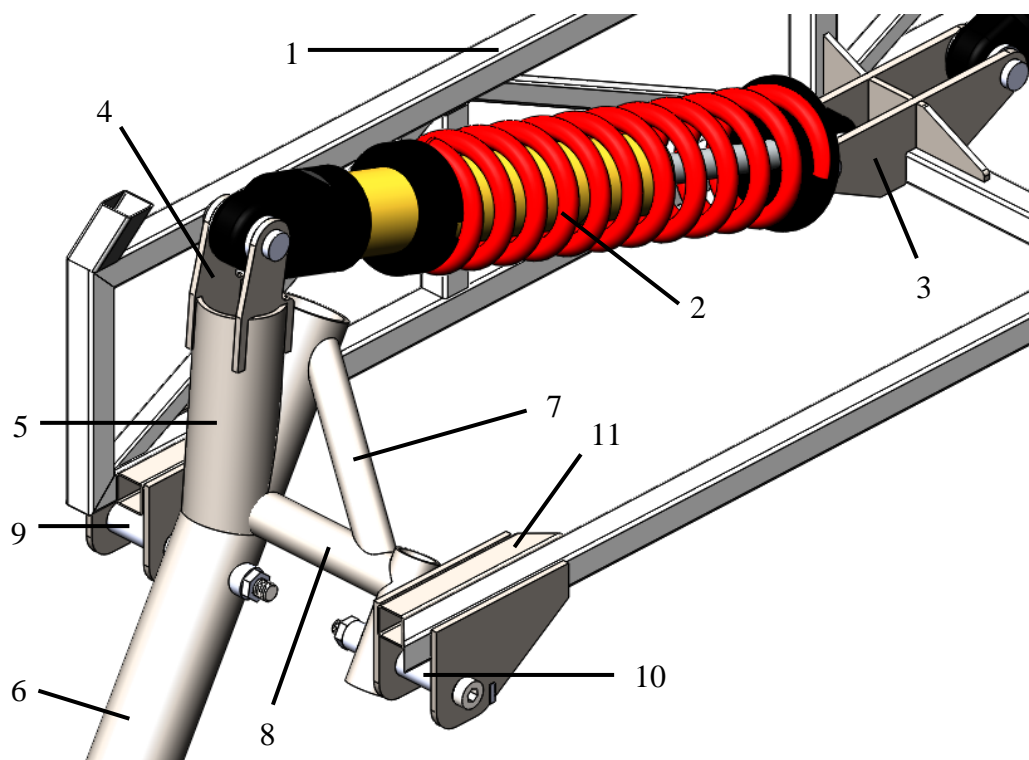
Jak už bylo zmíněno, jako koncept podvozků byla nakonec vybrána varianta 3 (podvozková noha jako pákový mechanismus, kdy o tlumení se stará tlumič na konci jedné strany páky). Tento mechanismus byl pak dále modifikován pro potřeby použití v letounu M-4 Irbis. Jak je vidět i z Obr. 32, podvozková noha byla v trupu zalomena směrem nahoru z důvodu omezeného prostoru a také bylo díky tomu docíleno vhodnějšího přenosu síly do tlumiče (rameno páky je vůči tlumiči téměř kolmé a většina síly tedy působí v ose tlumiče). Celý mechanismus zadního podvozku je umístěn v prostoru za šikmou přepážkou, oddělující pilotní kabinu od prostoru pro zavazadla (konkrétně je umístěn přímo pod zavazadlovým prostorem). Uchycen je na dvou závěsech ke konstrukci trupu, konkrétně vepředu k nosíkové přepážce pod sedačkami pilotů a vzadu k příčnému nosníku, který ukončuje přední část trupu.



Obr. 32 – Hlavní podvozek v zástavbě do trupu

Na Obr. 33 je pak znázorněn detailnější pohled na konstrukci hlavního podvozku. Jeho hlavní prvky byly očíslovány takto: 1 – základní konstrukce trupu, 2 – hydraulický tlumič, 3 – závěs tlumiče u osy letounu, 4 – závěs tlumiče na podvozkové noze, 5 – zalomení podvozkové nohy, 6 – podvozková noha, 7 – šikmá vzpěra zadního závěsu podvozkové nohy, 8 – propojení zadního závěsu s podvozkovou nohou, 9 – přední závěs podvozkové nohy, 10 – zadní závěs podvozkové nohy, 11 – výztužný profil.

Ostatní prvky konstrukce jsou buď detailněji popsány v podkapitolách, nebo nejsou natolik významné, aby jim byl věnován zvláštní popis. V příloze E pak lze nalézt výkres sestavy nohy hlavního podvozku.

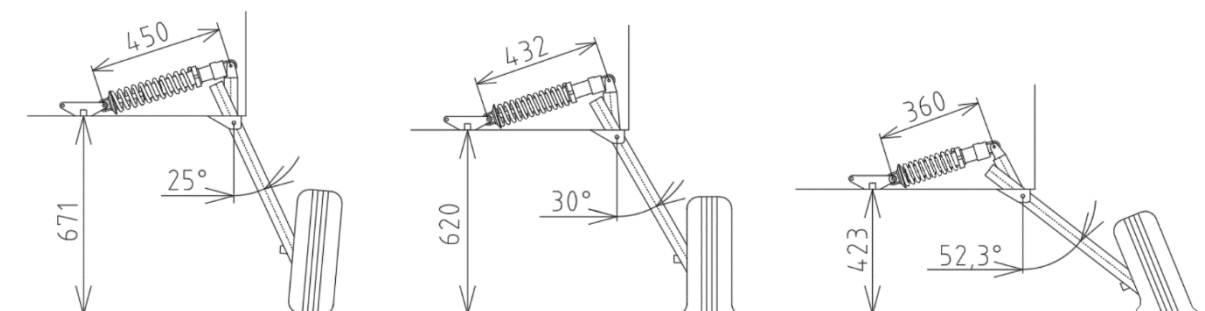


Obr. 33 – Detailní pohled na hlavní podvozek s popisem prvků

4.3.1 TLUMIČ

Základem hlavního podvozku je tedy zalomená noha, jejíž osa otáčení je umístěna ve spodních rozích trupu. Díky tomuto přepákování se během přistání pneumatika vůči trupu zvedá a druhý konec podvozkové nohy stlačuje tlumič (kinematika pohybu viz Obr. 34). Ten tedy slouží jako hlavní tlumičící člen (spolu s pneumatikou a téměř nezatelným průhybem podvozkové nohy). Tlumič bude vyroben na míru přímo pro potřeby letounu Irbis firmou H/P sporting z Jablonce nad Nisou. Tato firma dodává tlumič i pro současnou variantu podvozku s ostruhovým kolem a jsou s ní dobré zkušenosti, které vedly k tomu, že její tlumiče byly zvoleny i pro variantu podvozku s příďovým kolem.

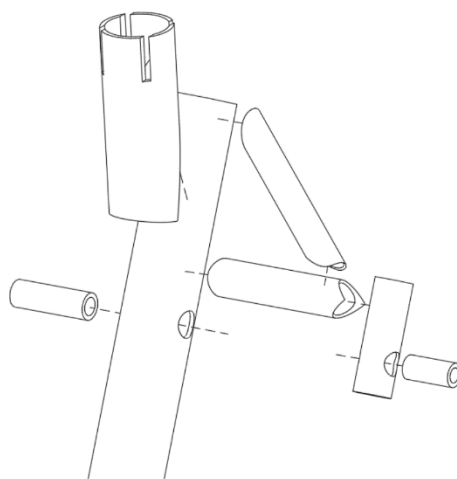
Délka nezatíženého tlumiče se předpokládá 450 mm, maximální stlačení tlumiče při dosednutí letounu v nejkritičtějších případech činí 90 mm a při statickém zatížení během stání letounu přibližně 18 mm (v závislosti na hmotnosti letounu a pozici centráže). Kvůli tomuto statickému stlačení tlumiče je kolo v nezatíženém stavu vychýleno o 5° směrem k podélné ose letounu, aby při stání bylo kolo hlavního podvozku přibližně kolmo k zemi. Charakteristika tlumiče byla pro potřeby výpočtů uvažována jako přímo úměrná stlačení, tuhost tlumiče tak má lineární průběh s tuhostí $k = 215 \text{ N} \cdot \text{mm}^{-1}$.



Obr. 34 – Schéma pohybu hlavního podvozku během přistání

4.3.2 PODVOZKOVÁ NOHA

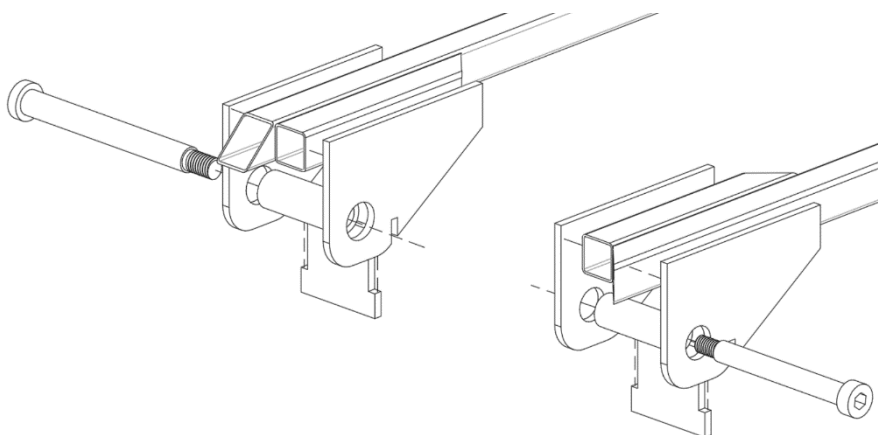
Samotná podvozková noha je tvořena přímou trubkou Tr 48x3 z běžné oceli pro bezešvé trubky AISI 4130 (ČSN 15 130.1, 25CrMo4), na kterou je v horní části (nad osou otáčení) navařena stejná trubka, avšak odkloněná o úhel 30° , z důvodů, které byly popsány výše. Skrz podvozkovou nohu je pak vedeno i pouzdro a čep předního závěsu. Zadní závěs je od podvozkové nohy dál, a proto je nad osou otáčení navařena trubka Tr 25x2 (ocel AISI 4130), jež vede k trubce rovnoběžné s hlavní podvozkovou nohou. Touto trubkou pak vede pouzdro a čep zadního závěsu otáčení. Vyvedení k zadnímu závěsu vyztužuje ještě šikmá vzpěra (trubka Tr 25x2, AISI 4130), která by měla zvýšit celkovou tuhost konstrukce. Pohled na jednotlivé díly nohy hlavního podvozku je na Obr. 35



Obr. 35 – Rozpad konstrukce nohy hl. podvozku

4.3.3 ZÁVĚSY

Hlavní podvozek je k trupu uchycen pomocí dvou závěsů, které zároveň tvoří osu otáčení celého mechanismu podvozku. Každý z obou závěsů je tvořen pouzdem pro čep, které je navařeno do otvorů v ocelových pleších, jež jsou uchyceny ke konstrukci přední části trupu. Detailní pohled je pak na Obr. 36. Čepy otáčení tvoří dva lícované šrouby, vpředu je to lícovaný šroub M10 12x100 mm a vzadu lícovaný šroub M8 10x80 mm. Oba pevnostní třídy 12.9 dle ISO 7379. Vpředu opodstatňuje větší průměr šroubu nutná délka a také vyšší zatížení, které při přistání na přední závěs působí. Pouzdra pro lícované šrouby jsou v obou případech přesně obráběné ocelové trubičky s tloušťkou stěny 3 mm. Plechy, ve kterých jsou trubičky navařeny mají tloušťku 4 mm. Materiál plechů závěsů i pouzder líc. šroubů je ocel AISI 4130.



Obr. 36 – Rozpad konstrukce závěsů hl. podvozku

4.3.4 PNEUMATIKA

Pneumatiky pro hlavní podvozek byly vybrány o rozměrech 6.00-6. Jedná se o běžnou velikost pneumatik pro takovýto typ UL letounu, jenž poskytuje dostatečnou průchodnost terénem a zároveň přijatelný komfort při pohlcování rázů při přistání a terénních nerovnostech.

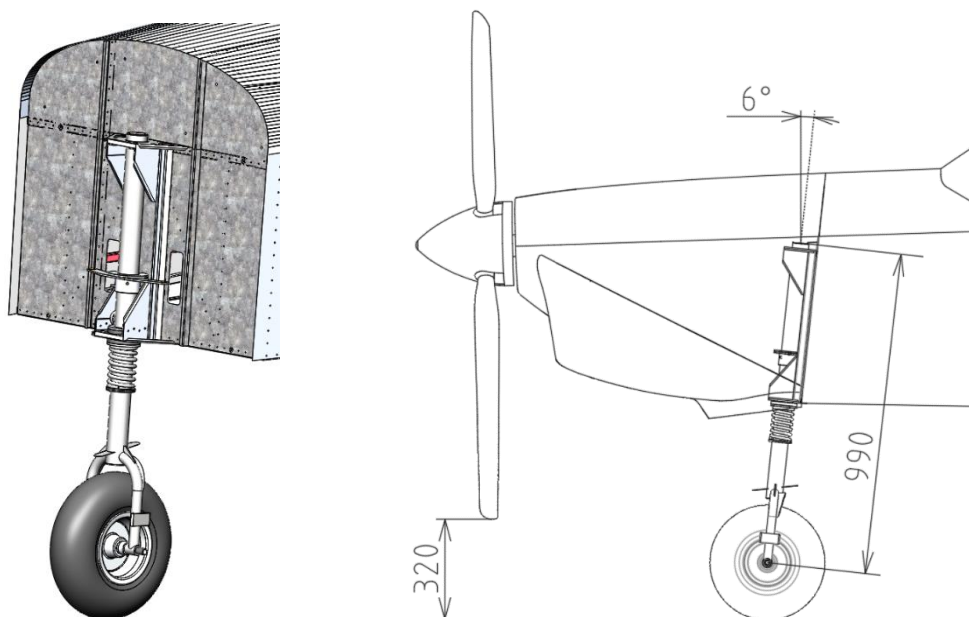
Pneumatika bude primárně huštěna na tlak 30 psi a při takovém tlaku dojde k jejímu statickému stlačení o 23 mm a k dynamickému stlačení při maximálním zatížení o 48 mm (dle grafů uvedených v [4]).

4.4 KONSTRUKČNÍ PROVEDENÍ PŘÍĐOVÉHO PODVOZKU

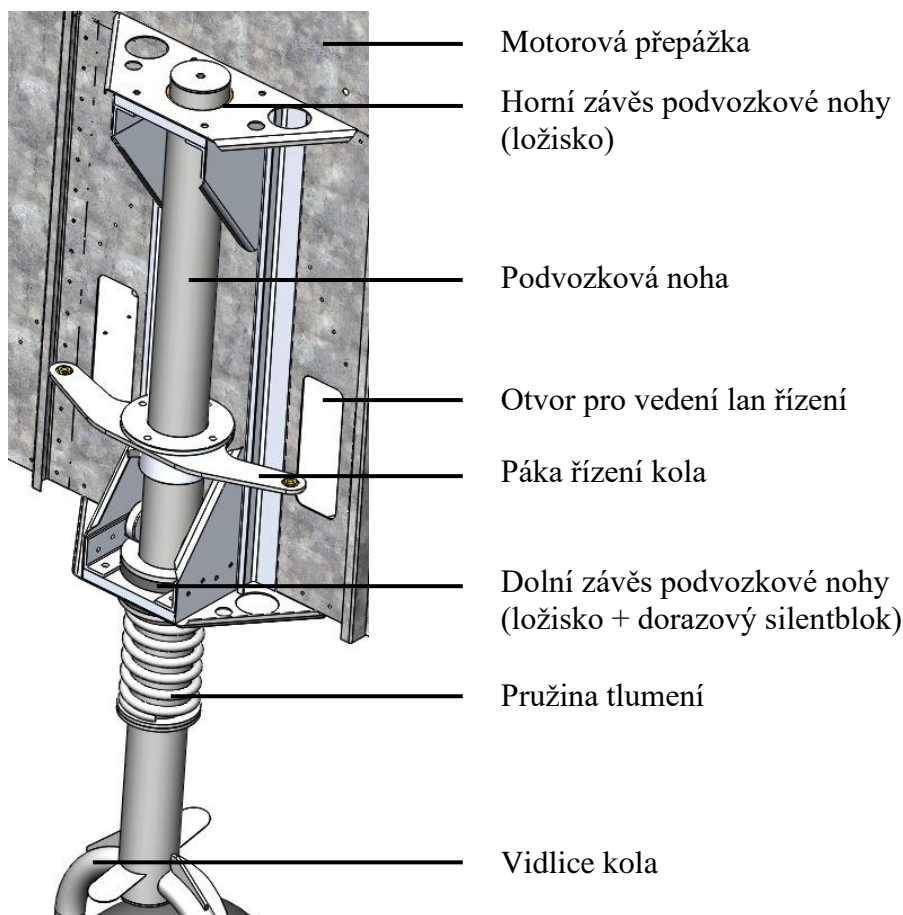
Přídový podvozek byl převzat z modelu M-2 Scout a lehce modifikován pro potřeby letounu M-4 Irbis. Jedná se o ověřenou a zcertifikovanou konstrukci teleskopického typu. Jelikož se tedy jedná o konstrukci převzatou z jiného typu letounu, nebude jí věnována taková pozornost jako hlavnímu podvozku, avšak i zde jsou alespoň stručně popsány základní prvky.

Přední podvozek (viz Obr. 37) tedy sestává z rovné podvozkové nohy, která je ve dvou bodech otočně uchycena k podpěrné konstrukci. Ta zabraňuje vyvrácení nohy při jakémkoli směru zatížení a zároveň umožňuje otáčení podél osy přídové nohy. Celá konstrukce přídového podvozku je přichycena k motorové prepážce a k nosníkové konstrukci, která leží za ní. O tlumení rázů se stará pružina s celkovým chodem 45 mm, které při maximálním stlačení pomáhá ještě gumový silentblok. Podvozková noha byla oproti původním rozměrům zkrácena o 90 mm a celé horní zavěšení nohy se o tento rozměr posunulo dolů, aby lépe vyhovovalo zástavbě do letounu Irbis. Minimální vzdálenost vrtule od země při kritickém případě přídového podvozku (pneumatika bez tlaku a tlumič staticky stlačený) činí 185 mm, čímž splňuje požadavek uváděný v předpisu UL 2 § 925.

Z důvodu nového uspořádání podvozku bude muset být pozměněno i motorové lože, jelikož to stávající není přizpůsobeno zástavbě přídového podvozku. Předběžné je počítáno s použitím motorového lože opět z letounu M-2 Scout, které bude následně modifikováno pro potřeby letounu M-4 Irbis. Téma změny motorového lože však není náplní této práce a nebude dále rozpracovááno.



Obr. 37 – Přední podvozková noha letounu Irbis v nezátíženém stavu



Obr. 38 – Detailní pohled na předový podvozek

4.4.1 PODVOZKOVÁ NOHA

Podvozkovou nohu tvoří přímá trubka Tr 50x2 z oceli AISI 4130. Vidlice kola je pak ohýbaná trubka Tr 25x1,5 ze stejného materiálu, která je přivařena na přední podvozkovou nohu v její dolní části. Podvozková noha na sobě má uchycen ještě mechanismus svého otáčení, konkrétně se jedná o ocelovou páku, se kterou pohybují lanka řízení, vedoucí od pedálů pilotů skrz otvory v motorové přepážce (viz Obr. 38).

4.4.2 ZÁVĚSY

Veškeré plechové díly konstrukce předního podvozku, tvořící zejména výztuhy závěsů, jsou z letecké hliníkové slitiny AISI 2024 (D16-T, AlCu4Mg1). Předový podvozek je pak doplněn i o ocelové výztužné díly, které zaručují tuhost v bodech otáčení a tvoří zároveň pouzdra pro ložiska, ve kterých je uchycena noha předového podvozku.

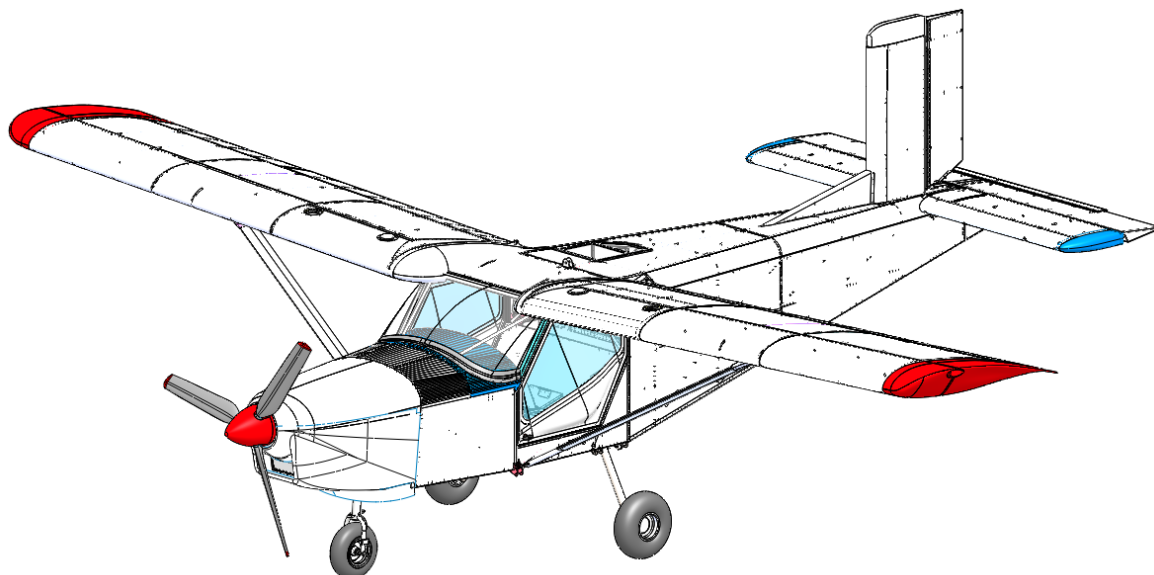
4.4.3 PNEUMATIKA

Pro přední pneumatiku byl zvolen rozměr 4.00-6, jelikož není potřebné takové propnutí při dosednutí letounu na zem jako u hlavního podvozku. Pneumatika s šířkou 4 palce také nemá takový aerodynamický odpor za letu a třecí odpor na zemi, tudíž je jednodušší její otáčení.

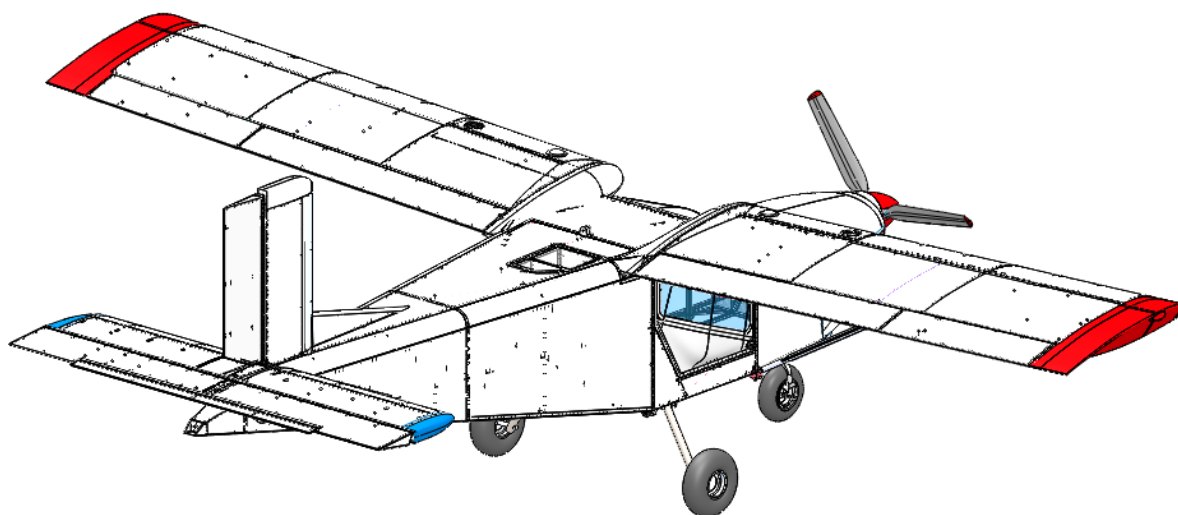
I tato pneumatika bude huštěna primárně na tlak 30 psi. Její statické stlačení pak činí přibližně 13 mm a maximální dynamické stlačení přibližně 51 mm. Tyto hodnoty ovšem byly určeny pro pneumatiku 5.00-5 (z [4]), jelikož nebyla nalezena data pro navržený rozměr 4.00-6. Hodnoty stlačení se tak mohou mírně lišit.

4.5 SHRUTÍ KONSTRUKCE NOVÉHO PODVOZKU

Celkový pohled na letoun M-4 Irbis s navrhovaným novým podvozkem je na Obr. 39 a Obr. 40. Přední i zadní závěs bude zakrytován vhodně tvarovanými plechy potahu pro zlepšení aerodynamických vlastností i elegantnějšího vzhledu. Díky ose otáčení hlavního podvozku blízko konstrukce trupu se minimalizují výřezy nutné pro chod hlavní podvozkové nohy při tlumení rázů.

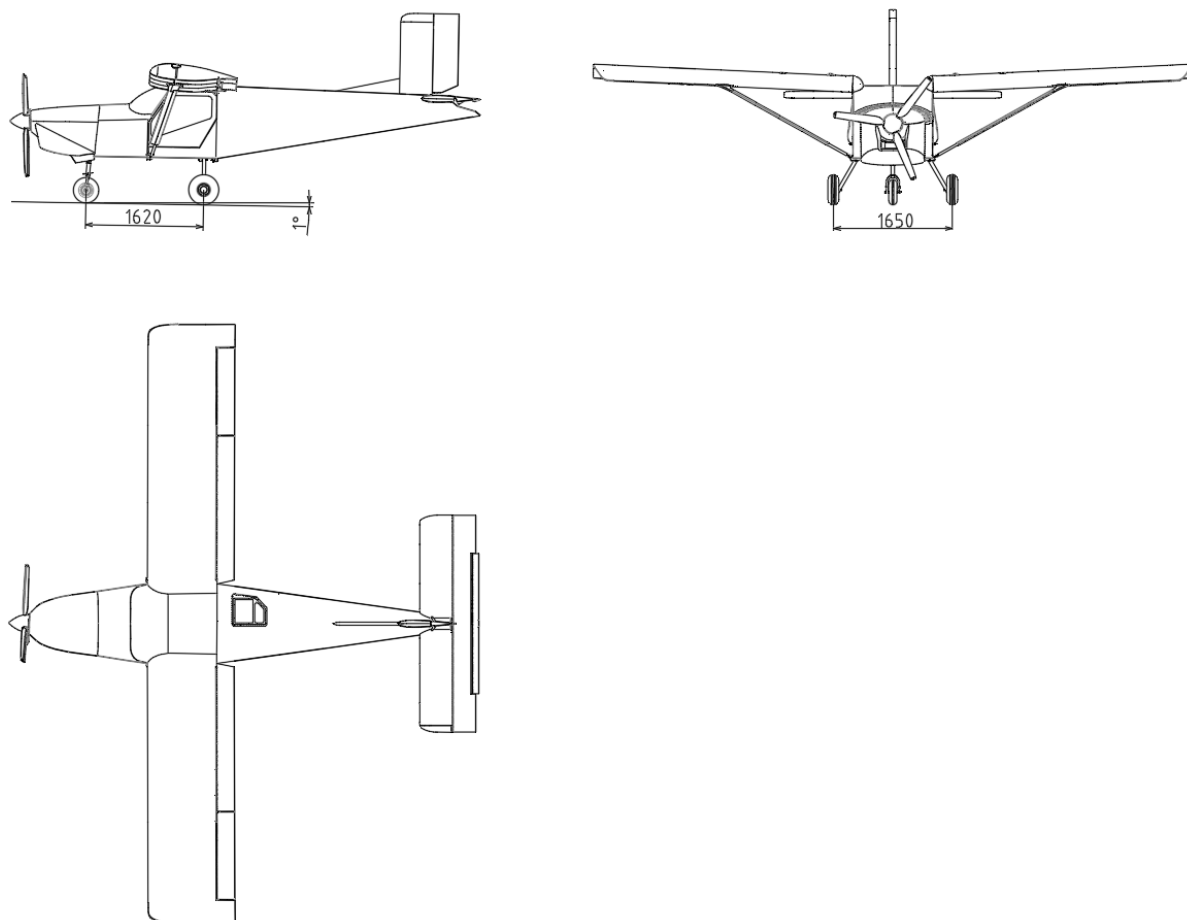


Obr. 39 – 3D vizualizace letounu Irbis s novým podvozkem (přední pohled)



Obr. 40 – 3D vizualizace letounu Irbis s novým podvozkem (zadní pohled)

Celková výška letounu zůstala oproti původní variantě shodná, o 50 mm se pouze zmenšil rozchod kol hlavního podvozku (viz Obr. 41). Délka předového podvozku také zaručuje naklonění letounu o 1° a díky tomu zjednodušuje odpoutání od země při vzletu.



Obr. 41 – Třípohledový nákres letounu Irbis s novým podvozkem

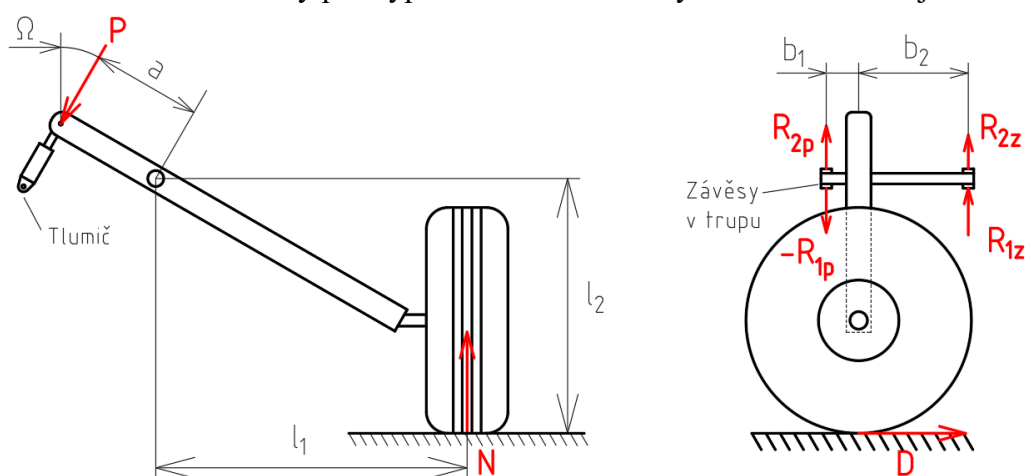
5 PEVNOSTNÍ KONTROLA VYBRANÝCH DÍLŮ

Z výsledků výpočtů v kapitole 3 vyplynuly kritické síly a směry zatížení příďového a hlavního podvozku (viz Tab. 10 a Tab. 11). Tyto síly pak následně musí pohltnout konstrukce podvozku a trup letounu. Tato kapitola se proto zabývá pevnostní kontrolou vybraných dílů podvozku tak, aby splňovaly obecné požadavky na odolnost konstrukce. Vstupní hodnoty z kapitoly 3 jsou provozní zatížení, v následujících výpočtech tak musí být zahrnut koef. bezpečnosti $f = 1,5$.

5.1 PEVNOSTNÍ KONTROLA HLAVNÍHO PODVOZKU

5.1.1 ZATÍŽENÍ ZÁVĚSŮ A TLUMIČE

Z důvodu pákové konstrukce hlavního podvozku je nutné nejprve určit síly na jednotlivé body zavěšení nohy hl. podvozku. Orientaci těchto sil ve většině případů zatížení hl. podvozku při přistání a další důležité rozměry pro výpočet zatížení na body zavěšení zobrazuje Obr. 42.



Obr. 42 – Orientace sil v zavěšení hl. podvozkové nohy

Obrázek vhodně překreslen dle předlohy v [4], kde je ovšem podvozková noha umístěna symetricky mezi závěsy na ose otáčení. To není případ zavěšení letounu Irbis, kde podvozková noha je výrazně blíže přednímu závěsu, a proto musí být i vzorce pro výpočet reakčních sil v závěsech, udávané v [4], mírně upraveny.

Byly analyzovány všechny případy vzešlé z kapitoly 3 (výsledky v příloze A), zde je uveden pouze výpočet případu (brzdění letounu), jehož výsledkem je nejvyšší síla do závěsů.

Vstupní hodnoty:

Svislá síla na kolo: $N = F_{yHP5} = 3942 \text{ N}$

Vodorovná síla na kolo: $D = F_{xHP5} = 3177 \text{ N}$

Vzdálenost osa otáčení-tlumič: $a = 0,193 \text{ m}$

Vzdálenost osa otáčení-kolo: $l_1 = 0,313 \text{ m}$

Vzdálenost osa otáčení-země: $l_2 = 0,599 \text{ m}$

Úhel tlumič-svislá rovina: $\Omega = 82^\circ$

Vzdálenost noha-přední závěs: $b_1 = 0,048 \text{ m}$

Vzdálenost noha-zadní závěs: $b_2 = 0,163 \text{ m}$

Síla působící na tlumič

$$P = \frac{N \cdot l_1}{a} = \frac{3942 \cdot 0,313}{0,193} = \mathbf{6393,3\ N} \quad (55)$$

Reakční síly působící na závěsy podvozkové nohy vyvolané vodorovnou silou

$$R_{1p} = -\frac{D \cdot l_2}{b_1} = -\frac{3177 \cdot 0,599}{0,048} = -39650,7\ N \quad (56)$$

$$R_{1z} = \frac{D \cdot l_2}{b_2} = \frac{3177 \cdot 0,599}{0,163} = 11676,3\ N \quad (57)$$

Reakční síly působící na závěsy podvozkové nohy vyvolané svislou silou

$$R_{2p} = (N + P \cdot \cos \Omega) \cdot \frac{b_2}{b_1 + b_2} = (3942 + 7251 \cdot \cos 82^\circ) \frac{0,163}{0,211} = 3732,8\ N \quad (58)$$

$$R_{2z} = (N + P \cdot \cos \Omega) \cdot \frac{b_1}{b_1 + b_2} = (3942 + 7251 \cdot \cos 82^\circ) \frac{0,048}{0,211} = 1099,2\ N \quad (59)$$

Celkové reakční síly do předního závěsu R_p a do zadního závěsu R_z

$$R_p = R_{1p} + R_{2p} = -39650,7 + 3732,8 = \mathbf{-35917,9\ N} \quad (60)$$

$$R_z = R_{1z} + R_{2z} = 11676,3 + 1099,2 = \mathbf{12775,5\ N} \quad (61)$$

SHRNUTÍ VÝSLEDKŮ

V Tab. 12 jsou uvedeny pouze kritická zatížení na oba závěsy (přední a zadní) a kritické zatížení tlumiče. Výsledky všech výpočtů jsou v příloze A.

Případ zatížení	P [N]	R_p [N]	R_z [N]
Zatížení při brzdění	6393,4	-35917,9	12775,5
Vodorovné přistání s předřevým kolem nad zemí	20029,9	-6630,5	9874,3

Tab. 12 – Kritická zatížení závěsů a tlumiče

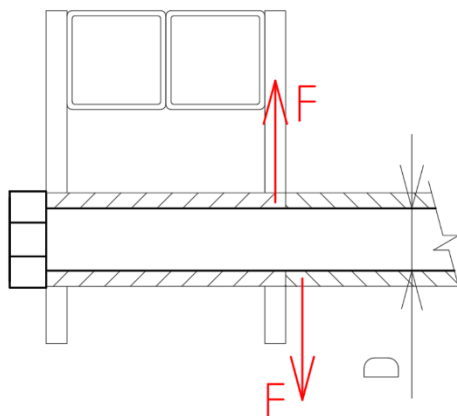
5.1.2 PEVNOSTNÍ KONTROLA ZÁVĚSŮ OTÁČENÍ NA STŘIH A OTLAČENÍ

Jedná se zejména o kontrolu na střih obou lícovaných šroubů v závěsech a poté kontrola otláčení plechů předního závěsu. Tento závěs je nejkritičtěji zatížen z celé konstrukce hlavního podvozku. Síly, vstupující do výpočtu, vychází z výsledků z předešlé podkapitoly (viz Tab. 12).

Materiál lícovaných šroubů je ocel pevnostní třídy 12.9 ($R_m = 1200\ \text{MPa}$, $R_{p0,2} = 1080\ \text{MPa}$), materiál závěsů je ocel AISI 4130 ve vyžehnaném stavu ($R_m = 640\ \text{MPa}$, $R_{p0,2} = 440\ \text{MPa}$) [14].

STŘIH

Vzhledem k tomu, že se jedná o tvarový spoj (lícovaný šroub v přesném pouzdře) a také vzhledem k minimální vzdálenosti mezi podvozkovou nohou a závěsem v trupu se nepředpokládá ohybové namáhání lícovaného šroubu, bude tedy kontrolováno pouze zatížení na střih. Znázornění sil na lícovaný šroub při zatížení na střih je na Obr. 43.



Obr. 43 Síly na líc. šroub v závěsu

Vstupní hodnoty:

Zatěžující síla na přední závěs: $F_p = |R_p| = 35918 \text{ N}$

Zatěžující síla na zadní závěs: $F_z = R_z = 12776 \text{ N}$

Průměr předního líc. šroubu: $D_p = 12 \text{ mm}$

Průměr zadního líc. šroubu: $D_z = 10 \text{ mm}$

Max. napětí materiálu ve střihu: $\tau_{\max} = 0,6 \cdot R_{p0,2} = 0,6 \cdot 1080 = 648 \text{ MPa}$

Provozní napětí ve střihu v předním lícovaném šroubu

$$\tau_{p,prov} = \frac{F_p}{S_p} = \frac{F_p}{\frac{\pi \cdot D_p^2}{4}} = \frac{35918}{\frac{\pi \cdot 12^2}{4}} = 317,6 \text{ MPa} \quad (62)$$

Početní napětí ve střihu v předním lícovaném šroubu

$$\tau_{p,poč} = \tau_{p,prov} \cdot f = 317,6 \cdot 1,5 = \mathbf{476,4 \text{ MPa}} < \tau_{\max} \quad (63)$$

Provozní napětí ve střihu v zadním lícovaném šroubu

$$\tau_{z,prov} = \frac{F_z}{S_z} = \frac{F_z}{\frac{\pi \cdot D_z^2}{4}} = \frac{12776}{\frac{\pi \cdot 10^2}{4}} = 162,7 \text{ MPa} \quad (64)$$

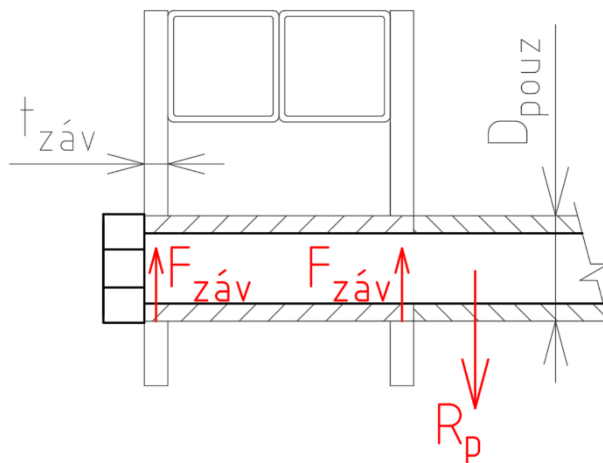
Početní napětí ve střihu v zadním lícovaném šroubu

$$\tau_{z,poč} = \tau_{z,prov} \cdot f = 162,7 \cdot 1,5 = \mathbf{244,0 \text{ MPa}} < \tau_{\max} \quad (65)$$

Početní zatížení předního i zadního lícovaného šroubu je nižší než maximální povolené napětí materiálu ve střihu, nedojde tedy k trvalé deformaci lícovaných šroubů.

OTLAČENÍ

Analyzován na otláčení je pouze přední závěs, protože v závěsu zadním jsou síly téměř 3x nižší. Je předpokládáno rovnoměrné rozložení zatěžující síly mezi oba plechy závěsu (viz Obr. 44).



Obr. 44 – Síly v předním závěsu

Vstupní hodnoty:

Zatěžující síla na plech závěsu: $F_{záv} = \frac{|R_p|}{2} = 17959 \text{ N}$

Tloušťka plechu závěsu: $t_{záv} = 4 \text{ mm}$

Průměr pouzdra čepu: $D_{pouz} = 18 \text{ mm}$

Mez pevnosti materiálu: $R_m = 640 \text{ MPa}$

Smluvní mez kluzu materiálu: $R_{p0,2} = 440 \text{ MPa}$

Provozní napětí v otláčení

$$\sigma_{otl,prov} = \frac{F_{záv}}{S_{záv}} = \frac{F_{záv}}{t_{záv} \cdot D_{záv}} = \frac{17959}{4 \cdot 18} = \mathbf{249,4 \text{ MPa}} < R_{p0,2} \quad (66)$$

Početní napětí v otláčení

$$\sigma_{otl,poc} = \sigma_{otl,prov} \cdot f = 249,4 \cdot 1,5 = \mathbf{374,1 \text{ MPa}} < R_m \quad (67)$$

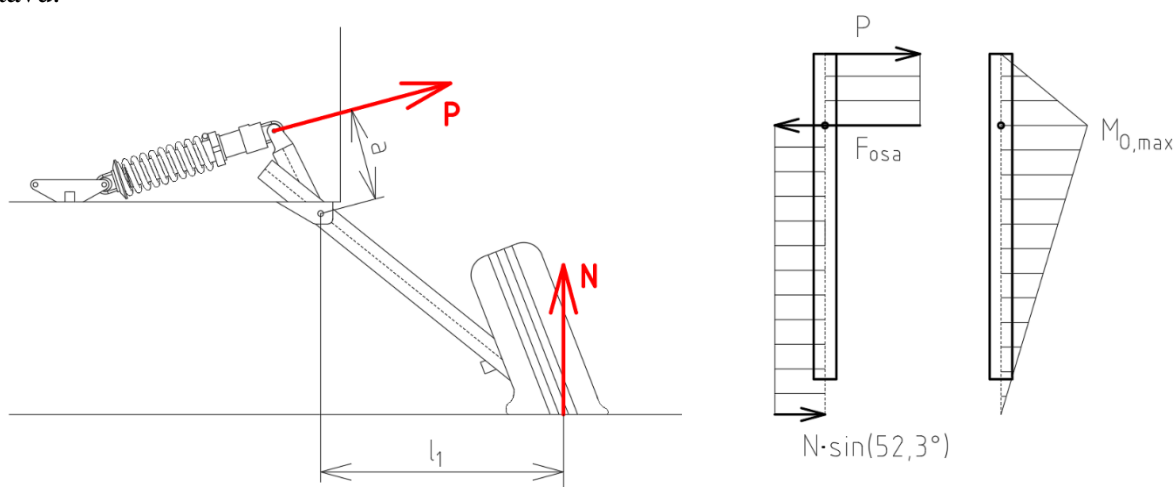
Početní zatížení plechů závěsů je nižší jak maximální dovolené napětí a nedojde tedy k trvalé deformaci ok plechů závěsů. Pouzdra jsou navíc k závěsu přivařena, čímž se dále snižuje šance, že by došlo k deformaci oka otláčením.

5.1.3 PEVNOSTNÍ KONTROLA TRUBKY PODVOZKOVÉ NOHY

V této podkapitole bude analyticky analyzováno zatížení a pevnost podvozkové nohy hlavního podvozku. Jedná se zejména o ohybové zatížení trubky při kritických případech zatěžování podvozku (vodorovné přistání s příďovým kolem nad zemí a zatížení při brzdění).

OHYBOVÁ PEVNOST TRUBKY PODVOZKOVÉ NOHY PŘI PŘISTÁVACÍM RÁZU

Trubka hlavního podvozku je namáhána na ohyb od svislé síly N , která působí na kolo hlavního podvozku při vodorovném přistání s příďovým kolem nad zemí. Nejkritičtější moment zatížení nastává v okamžiku, kdy je těžiště letounu nejbližší k zemi (nulová svislá rychlost těžiště). V tento okamžik reakční síla od tlumiče P vyrovná na svém rameni otáčivý moment od síly N a na trubku působí maximální ohybový moment (a tedy i největší napětí) v místě osy otáčení, jak je zjednodušeně naznačeno na Obr. 45. Trubka je vyrobena z oceli AISI 4130 ve vyžíhaném stavu.



Obr. 45 – Síly způsobující ohyb trubky hl. podvozku

Vstupní hodnoty:

Svislá síla: $N = F_{yHP} = 7701 \text{ N}$

Svislá síla–osa otáčení: $l_1 = 0,502 \text{ m}$

Vnější průměr trubky: $D = 48 \text{ mm}$

Vnitřní průměr trubky: $d = 42 \text{ mm}$

Mez pevnosti materiálu: $R_m = 640 \text{ MPa}$

Mez kluzu materiálu: $R_{p0,2} = 440 \text{ MPa}$

Maximální ohybový moment

$$M_{0,max} = N \cdot l_1 = 7701 \cdot 0,502 = 3865,9 \text{ Nm} \quad (68)$$

Kvadratický moment průřezu

$$J = \frac{\pi \cdot D^4}{64} \cdot \left(1 - \frac{d^4}{D^4}\right) = \frac{\pi \cdot 48^4}{64} \cdot \left(1 - \frac{42^4}{48^4}\right) = 107831 \text{ mm}^4 \quad (69)$$

Modul průřezu v ohybu

$$W_O = \frac{J}{\frac{D}{2}} = \frac{\pi \cdot D^3}{32} \cdot \left(1 - \frac{d^4}{D^4}\right) = \frac{\pi \cdot 48^3}{32} \cdot \left(1 - \frac{42^4}{48^4}\right) = 4493 \text{ mm}^3 \quad (70)$$

Maximální provozní ohybové napětí

$$\sigma_{O,max,prov} = \frac{M_{O,max}}{W_O} = \frac{3865,9 \cdot 10^3}{4493} = \mathbf{860,4 \text{ MPa}} > R_{p0,2} \quad (71)$$

Maximální početní ohybové napětí

$$\sigma_{O,max,poc} = \sigma_{O,max,prov} \cdot f = 860,4 \cdot 1,5 = \mathbf{1290,6 \text{ MPa}} > R_m \quad (72)$$

Maximální napětí trubky nohy hlavního podvozku v místě osy otáčení je vyšší jak mez pevnosti materiálu a došlo by tedy ke zlomení trubky. To je nežádoucí a je nutné tento problém vyřešit.

Bylo také analyzováno rozložení napětí na trubce z důvodu působení sil ve dvou směrech (a tedy není jasné, zda napětí od součtu působících sil ve dvou směrech nebude vyšší než napětí od samotné síly F_{YHP}). Pokud by se ukázalo, že napětí od součtu sil je vyšší, bylo by zvoleno toto napětí jako nejkritičtější. Ke znázornění rozložení napětí po průměru trubky byla použita linearizovaná teorie a z výsledku (viz příloha B) vyplynulo, že napětí od součtu sil nebude vyšší jak napětí od samotné síly F_{YHP} , nejvyšší napětí na trubce tedy způsobí pouze svislá síla, se kterou bylo počítáno výše.

Navrhovaná řešení zvýšení únosnosti nohy:

- Řešení 1 – Volba materiálu s vyšší pevností
- Řešení 2 – Změna rozměrů trubky
- Řešení 3 – Lokální vyztužení trubky (zvolené řešení)

ŘEŠENÍ 1

První řešení spočívá ve volbě lepšího materiálu, který vydrží napětí vypočítané v předešlé podkapitole. Problémem tohoto řešení je ovšem fakt, že ocelové trubky, které by vydržely tak vysoké napětí běžně nejsou na trhu k dostání a pokud ano, jejich cena je natolik vysoká, že jejich použití ztrácí v koncepci levného letounu smysl. Jako příklad ocelové trubky, kterou lze běžně zakoupit, lze uvést trubky pod obchodním označením Strenx Tube 960. Ty dosahují hodnot smluvní meze kluzu až 960 MPa a meze pevnosti až 1150 MPa (což stále není dostatečná hodnota). Tyto trubky se však dodávají s minimálním vnějším průměrem 76 mm, což nevyhovuje navržené konstrukci [15].

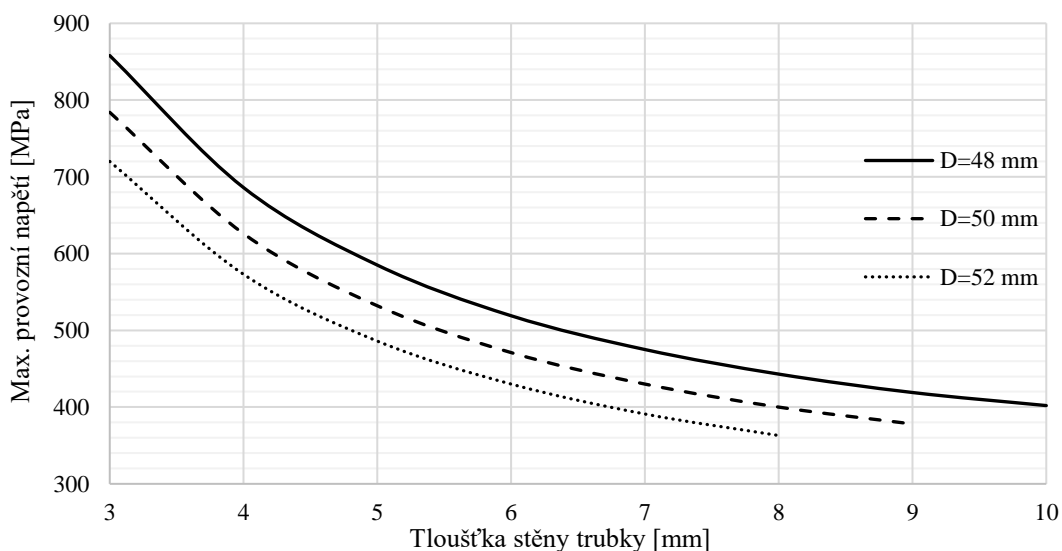
Dostupnějšími materiály s vysokou pevností jsou kompozity, konkrétně tedy běžně používaný kompozit uhlíkových vláken v epoxidové pryskyřici. Tyto trubky se vyznačují vysokou tahovou pevností, dosahující běžně hodnot okolo 1900 MPa, což by bohatě vyhovovalo zatížení, které bylo vypočítáno. Nevýhodou tohoto řešení je ovšem zejména problém kompatibility s ostatními materiály. Kompozitové trubky nelze svařovat, tudíž výroba zalomené nohy tak, jak je nyní navržena, by bylo velmi složité. Také uchycení všech ostatních ocelových komponent (závěsy tlumiče, pouzdra čepů otáčení, uchycení osy pneumatiky) ke kompozitové noze by celý podvozek učinilo technologicky tak složitým, že by výrobu nebylo

možné při možnostech firmy realizovat. Cena tohoto materiálu je také oproti běžným ocelovým trubkám klidně i 6x vyšší. Použití tedy pouze změny materiálu proto není samo o sobě vyhovující řešení [16].

ŘEŠENÍ 2

Jako druhé řešení se nabízí změna rozměrů trubky, přesněji tedy změna vnějšího a vnitřního průměru, což by vedlo ke zvýšení modulu průřezu v ohybu, a tedy i k poklesu maximálního napětí na trubce. Přílišné zvyšování vnějšího průměru by nutně vedlo k přepracování celé nohy hlavního podvozku, jelikož by se musel celý hl. podvozek posunout více dozadu z důvodu malého prostoru mezi trubkou a předním závěsem. Posun podvozku by pak znamenal celkovou změnu rozvoru podvozku a muselo by být přepočítáno celé zatížení od přistávacího rázu. Primárně tedy bude uvažována změna vnitřního průměru, ale bude uvedena i malá změna průměru vnějšího.

Následující graf na Obr. 46 ukazuje, jak se mění maximální provozní napětí na trubce hl. podvozku při jejích různých vnějších průměrech a tloušťce stěny. Je patrné, že pro dosažení nižšího maximálního napětí na trubce je zpočátku výhodnější zvýšit tloušťku stěny při zachování stejného vnějšího průměru. Ovšem čím více se zvyšuje tloušťka stěny, tím rychleji klesá její vliv na celkové napětí na trubce. Proto je pro maximální snížení napětí vhodné zvolit kombinaci zvýšení vnějšího průměru při zachování průměru vnitřního, čímž tedy naroste tloušťka stěny. Toto řešení by ovšem příliš zvyšovalo hmotnost a také cenu podvozku, proto jako samotné není příliš vhodné.

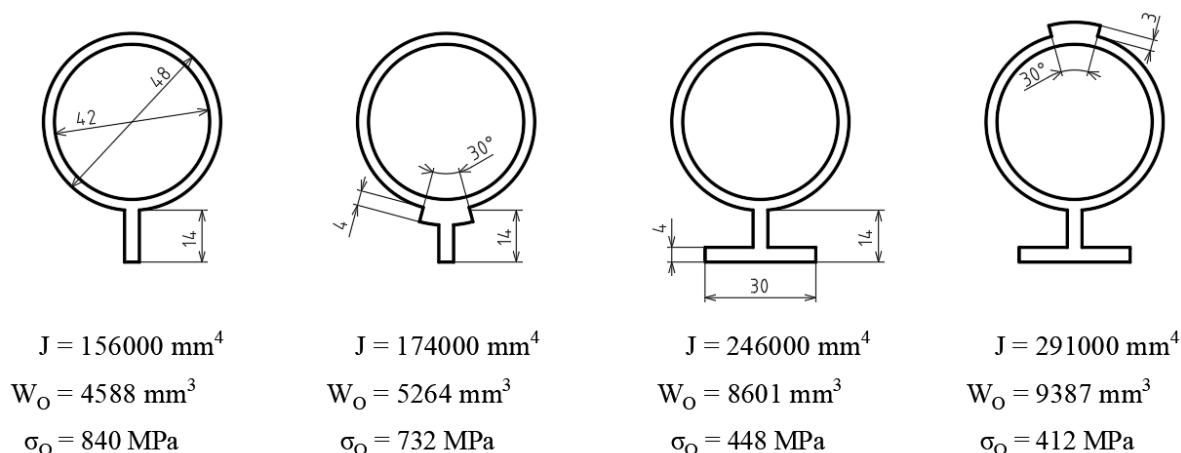


Obr. 46 – Závislost max. prov. napětí na tloušťce stěny trubky pro různé vnější průměry

ŘEŠENÍ 3 (ZVOLENÉ ŘEŠENÍ)

Třetí možností, jak zajistit, aby trubka podvozkové nohy nepraskla, je zvýšení modulu průřezu v ohybu. Toho lze docílit i předešlým řešením, tedy změnou průměru a tloušťky, ovšem zde bude popisována jiná metoda a tou je lokální vyztužení trubky, zejména tedy vláken materiálu namáhaných na ohyb. V praxi se jedná o navaření materiálu na ohýbanou stranu nohy v kritickém úseku (tam, kde je napětí vyšší než maximální přípustné), čímž se na tomto úseku zvýší modul průřezu v ohybu a poklesne maximální ohybové napětí vyvolané zatížením od přistávacího rázu.

Pro přehled je na Obr. 47 uvedeno několik průřezů trubky Tr 48x3 s výztuhami, jejich kvadratický moment, modul průřezu v ohybu (hodnoty získané z programu AutoCAD Mechanical) a také maximální napětí, které na ohýbaní vlákna trubky působí.



Obr. 47 – Různé tvary výztuh na profilu trubky

Jak je vidět z Obr. 47, soustředění hmoty dále od neutrální osy zvyšuje modul průřezu v ohybu a tím pádem dochází k poklesu napětí. Kombinace výztuh na profilu zcela vpravo pak snižují napětí pod potřebnou hodnotu pro materiál AISI 4130 (max. provozní napětí 425 MPa a max. početní napětí 640 MPa) a díky tomu trubka vyhoví požadavkům předpisu na pevnost. Konkrétně tedy na ohýbanou část trubky by byl navařen profil tvaru „T“ s rozměry z obrázku a na tlačenu část trubky navařen plech s rozměry 14x3 mm (na tlačenu stranu není možné z prostorových důvodů přivařit větší vyztužení).

Po konzultaci s firmou, kdy byla navrhována i kombinace více řešení (např. menší výztuhy a lepší materiál trubky, nebo menší výztuhy a větší průměr trubky) bylo upřednostněno právě řešení pouze lokálních výztuh, a to zejména kvůli tomu, že přidání výztuhy na trubku je finančně nenáročné a je to operace v rámci firmy snadno realizovatelná.

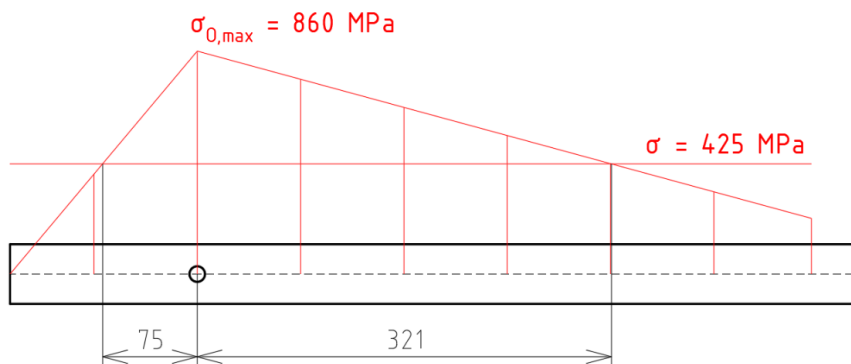
Maximální provozní ohybové napětí po vyztužení trubky

$$\sigma_{O,max,prov,výz} = \frac{M_{O,max}}{W_{O,výz}} = \frac{3865,9 \cdot 10^3}{9387} = \mathbf{411,8 \text{ MPa}} < R_{p0,2} \quad (73)$$

Maximální početní ohybové napětí po vyztužení trubky

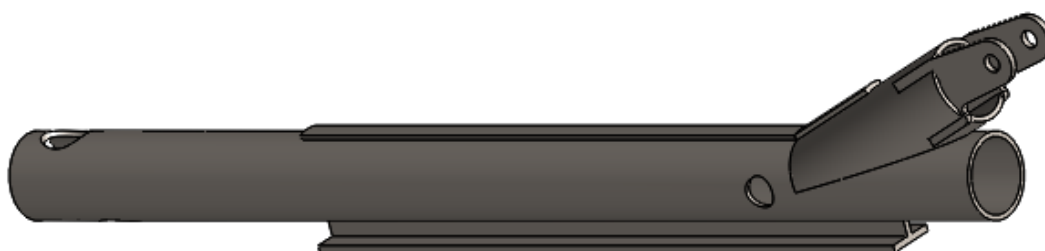
$$\sigma_{O,max,poc,výz} = \sigma_{O,max,prov,výz} \cdot f = 411,8 \cdot 1,5 = \mathbf{617,7 \text{ MPa}} < R_m \quad (74)$$

Obr. 48 znázorňuje průběh napětí po délce trubky (pro zjednodušení bez zalomení) a také oblast, ve které napětí přesahuje maximální přípustnou hodnotu. Právě v této oblasti tedy bude nutné použít výztuhy. Z důvodu úspory hmotnosti by bylo ideální plynule měnit velikost výztuh tak, aby s tím klesal i modul průřezu v ohybu, jelikož výztuha je nyní navržena na maximální ohybové napětí. Takové řešení by ovšem vyžadovalo složitější (a tedy i dražší) výrobní proces výztuh, a proto od něj bylo upuštěno. V celé oblasti tak budou navařeny stejné výztuhy, které pak dále budou zakrytovány aerodynamicky příznivějším krytem.



Obr. 48 – Průběh napětí na trubce a potřebné délky výztuh

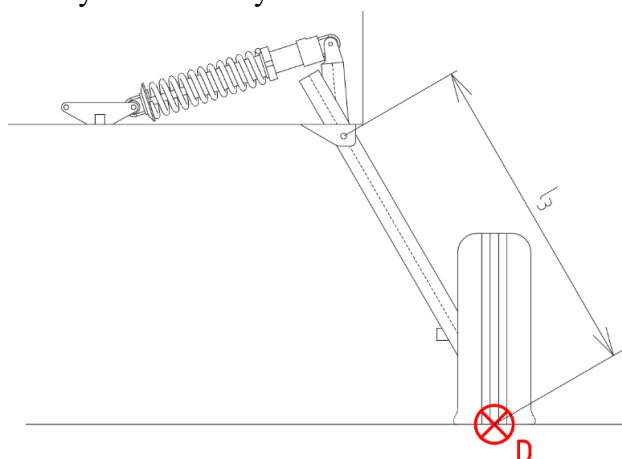
Na Obr. 49 je pak zobrazen 3D model trubky hl. podvozku (včetně zalomení) i s navrhovanými výztuhami.



Obr. 49 – Trubka hl. podvozku s výztuhami

OHYBOVÁ PEVNOST TRUBKY PODVOZKOVÉ NOHY PŘI BRZDĚNÍ

V předešlé podkapitole byla analyzována pevnost trubky při namáhání svislou silou. Při brzdění se ovšem projevuje i významná síla ve vodorovném směru (ve směru osy x) a je proto nutné zkontrolovat, zda i při tomto zatěžování nedojde k překročení pevnostních limitů trubky. Bude počítáno s již vyztuženou trubicí, jelikož změny na ní provedené ovlivní i kvadratický moment a modul průřezu v ohybu ve směru kolmém (ve směru působení síly od brzdění). Oproti předchozímu případu zatěžování svislou silou je podvozek při brzdění letounu ve statické poloze a síla od brzdění D působí na rameni l_3 směrem dozadu (viz Obr. 50). Největší napětí se opět předpokládá v místě osy otáčení podvozkové nohy, protože se jedná o podobný případ jako ohybové namáhání nohy od svislé síly.



Obr. 50 – Síla způsobující ohyb trubky při brzdění

Vstupní hodnoty:

Vodorovná síla: $D = F_{xHP} = 3177 \text{ N}$

Vod. síla–osa otáčení: $l_3 = 0,675 \text{ m}$

Vnější průměr trubky: $D_{tr} = 48 \text{ mm}$

Vnitřní průměr trubky: $d = 42 \text{ mm}$

Kvadratický moment: $J = 117473 \text{ mm}^4$ (z programu AutoCAD Mechanical)

Mez pevnosti materiálu: $R_m = 640 \text{ MPa}$

Mez kluzu materiálu: $R_{p0,2} = 440 \text{ MPa}$

Maximální ohybový moment

$$M_{O,max} = D \cdot l_3 = 3177 \cdot 0,675 = 2144,5 \text{ Nm} \quad (75)$$

Modul průřezu v ohybu

$$W_O = \frac{J}{\frac{D_{tr}}{2}} = \frac{117473}{24} = 4895 \text{ mm}^3 \quad (76)$$

Maximální provozní ohybové napětí

$$\sigma_{O,max,prov} = \frac{M_{O,max}}{W_O} = \frac{2144,5 \cdot 10^3}{4895} = 438,1 \text{ MPa} < R_{p0,2} \quad (77)$$

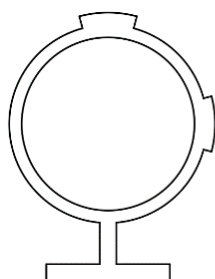
Maximální početní ohybové napětí

$$\sigma_{O,max,poc} = \sigma_{O,max,prov} \cdot f = 438,1 \cdot 1,5 = 657,2 \text{ MPa} > R_m \quad (78)$$

Z výsledků vyplývá, že při provozním napětí nedojde k překročení meze kluzu, ovšem početní zatížení je o 17 MPa vyšší než mez pevnosti a došlo by tak k prasknutí trubky. To je nežádoucí a tento stav musí být vyřešen.

Bylo také opět analyzováno rozložení napětí na trubce od sil při brzdění (viz příloha B). Z něj vyplynulo, že napětí od součtu sil vodorovných a svislých je nižší jak od samotné vodorovné síly, a tedy počítané napětí je nejkritičtější.

Jako řešení překročení meze pevnosti je použita opět navařovaná výztuha, konkrétně plech o rozměrech 14x2 na tlačené straně trubky (viz Obr. 51).



$$\begin{aligned} J &= 132725 \text{ mm}^4 \\ W_O &= 5288 \text{ mm}^3 \\ \sigma_O &= 406 \text{ MPa} \end{aligned}$$

Obr. 51 – Tvar výztuhy trubky podvozkové nohy

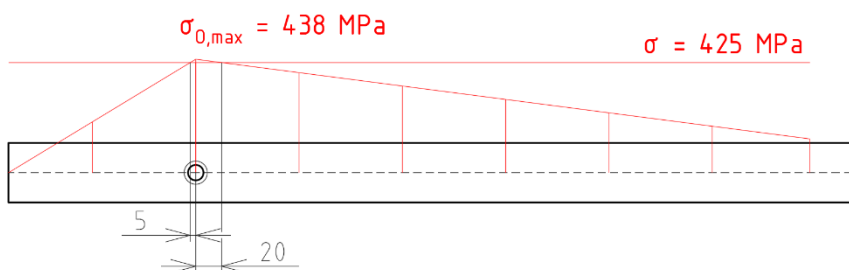
Maximální provozní ohybové napětí po vyztužení trubky

$$\sigma_{O,max,prov,výz} = \frac{M_{O,max}}{W_{O,výz}} = \frac{2144,5 \cdot 10^3}{5288} = \mathbf{405,6 \text{ MPa}} < R_{p0,2} \quad (79)$$

Maximální početní ohybové napětí po vyztužení trubky

$$\sigma_{O,max,poč,výz} = \sigma_{O,max,prov,výz} \cdot f = 405,6 \cdot 1,5 = \mathbf{608,4 \text{ MPa}} < R_m \quad (80)$$

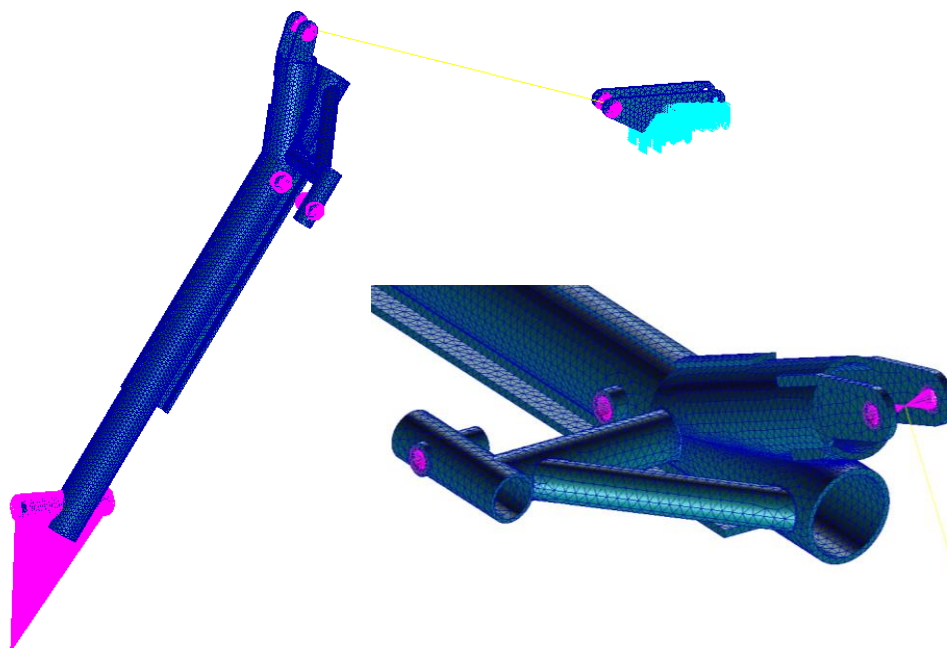
Celkovou délku výztuhy pak zobrazuje Obr. 52. Jelikož se v místě maximálního napětí nachází pouzdro lícovaného šroubu, to samo o sobě způsobuje vyztužení trubky. Nezbytná délka výztuhy v podobě navařeného plechu je pak tedy nutná pouze na 12 mm směrem ke kolu.



Obr. 52 – Průběh napětí na trubce při brzdění a potřebná délka výztuh

5.1.4 CELKOVÁ PEVNOST KONSTRUKCE PODVOZKOVÉ NOHY POMOCÍ MKP

Analýza pevnosti celé podvozkové nohy hlavního podvozku byla prováděna v MKP softwaru MSC Patran/Nastran, a to pro případ vodorovného přistání s příďovým kolem nad zemí a pro případ brzdění.



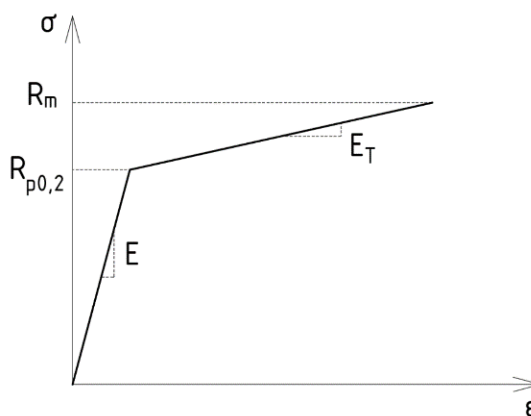
Obr. 53 – Celkový model podvozkové nohy a závěsů a detail RBE2 prvků v softwaru Patran

Pro oba případy zatížení bylo vytvoření modelu a nastavení v systému Patran shodné. Nejprve byl vytvořen model celé nohy hl. podvozku a závěsů tlumiče v ose letoun v programu Solidworks 2016 (stejně jako všechny ostatní modely v kapitole o konstrukci) a ten byl následně importován do prostředí Patran. Na modelu byla vytvořena síť s celkovým počtem 106932 nodů a 55578 prvků typu tetrahedron s 10 uzly (Tet10), viz Obr. 53. Pomocí elementů MPC typu RBE2 byly zavedeny okrajové podmínky do ok pro tlumič, do pouzder lícovaných šroubů a na trubku osy kola. V místě dotyku pneumatiky se zemí byla zavedena příslušná síla. Propojení nohy se závěsem v ose letounu bylo provedeno pomocí elementu bar, kterému byla přiřazena vlastnost rod, čímž se simuloval tlumič. To bylo nutné pro korektní okrajovou podmínku zavedení síly od tlumiče do nohy (pro správný směr této síly v závěsu na noze).

PEVNOST NOHY PŘI VODOROVNÉM PŘISTÁNÍ S PŘÍĎ. KOLEM NAD ZEMÍ

Pro případ vodorovného přistání s příďovým kolem nad zemí byla nejprve při nastavení popsaném výše vytvořena statická lineární analýza zatížení (řešení SOL 101). Do nohy byly zavedeny nejprve provozní a poté i početní síly (vodorovné a svislé), které se při tomto druhu přistání vyskytují. Tato analýza ukázala velkou koncentraci napětí zejména ve svarech zalomení trubky a hodnoty napětí v místě maximálního ohybového momentu neodpovídaly analytickému výpočtu (výsledky statické lineární analýzy v příloze C).

Pro zpřesnění výsledků bylo proto rozhodnuto o použití bilineárního (elasto-plastického) modelu materiálu AISI 4130 s charakteristikami vycházejícími z výsledků níže. Takový materiál pracuje s modulem pružnosti E až do napětí odpovídající smluvní mezi kluzu a s modulem pružnosti E_T pro napětí vyšší jak mez kluzu. Zobrazení charakteristiky bilineárního materiálu v diagramu σ – ϵ je na Obr. 54.



Obr. 54 – Diagram napětí–deformace bilineárního materiálu

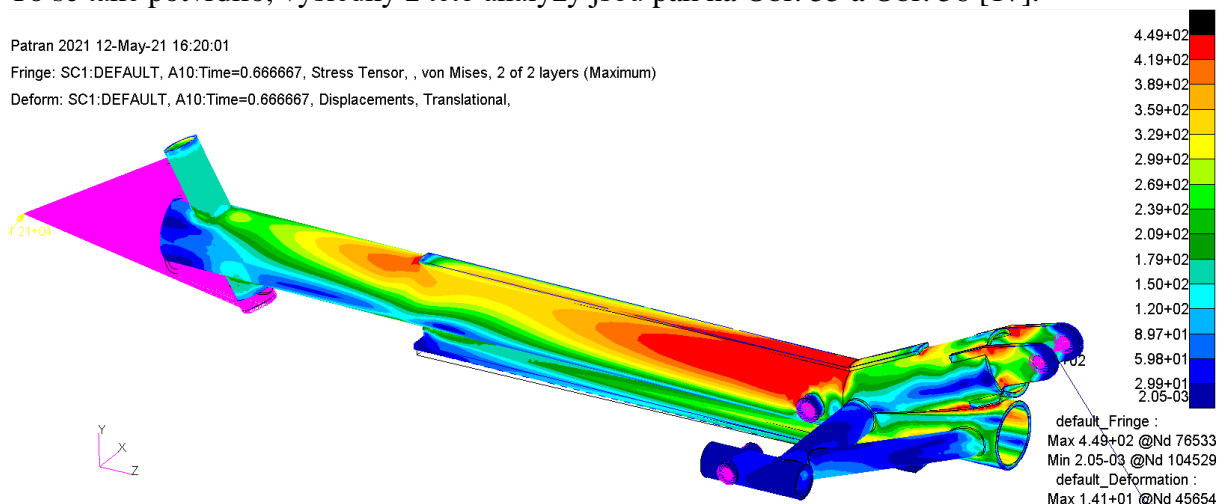
Modul pružnosti v plastické oblasti

$$E_T = \frac{R_m - R_{p0,2}}{A} = \frac{640 - 440}{0,215} = 930 \text{ MPa} \quad (81)$$

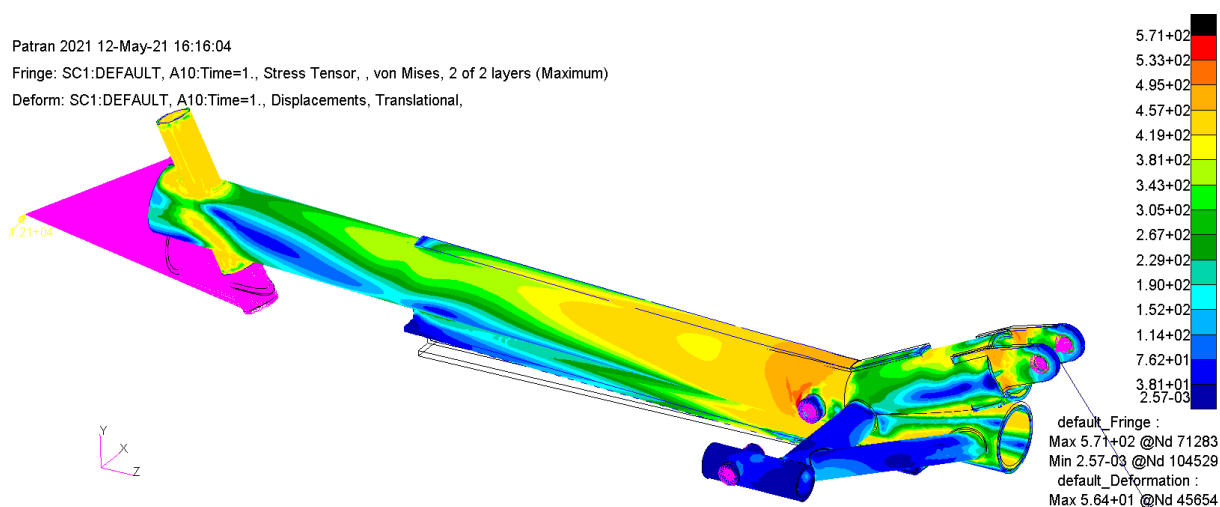
Sklon křivky napětí–deformace v plastické oblasti

$$H = \frac{E_T}{1 - \frac{E_T}{E}} = \frac{930}{1 - \frac{930}{210000}} = 934 \text{ MPa} \quad (82)$$

Díky použití bilineárního modelu materiálu mohla být použita statická nelineární analýza (řešení SOL 106). Noha byla zatížena početními silami, ovšem díky tomu, že výpočet nelineární analýzy probíhá po krocích (iterace založené na Newtonově metodě tečen), při správném nastavení řešení lze z výsledků vyčíst i hodnoty provozní. Bylo tedy zvoleno rozdělení zatížení na 9 kroků, přičemž 6. krok ukáže provozní zatížení. Tato analýza měla za cíl zpřesnit výsledky zatížení v oblastech, kde by při lineární analýze docházelo k plastizaci a také se očekávalo věrohodnější rozložení napětí na celé konstrukci nohy a větší souhlas s analytickým výpočtem. To se také potvrdilo, výsledky z této analýzy jsou pak na Obr. 55 a Obr. 56 [17].



Obr. 55 – Výsledky nelineární analýzy při zatížení provozními silami při vodorovném přistání s příd' kolem nad zemí



Obr. 56 – Výsledky nelineární analýzy při zatížení početními silami při vodorovném přistání s příd' kolem nad zemí

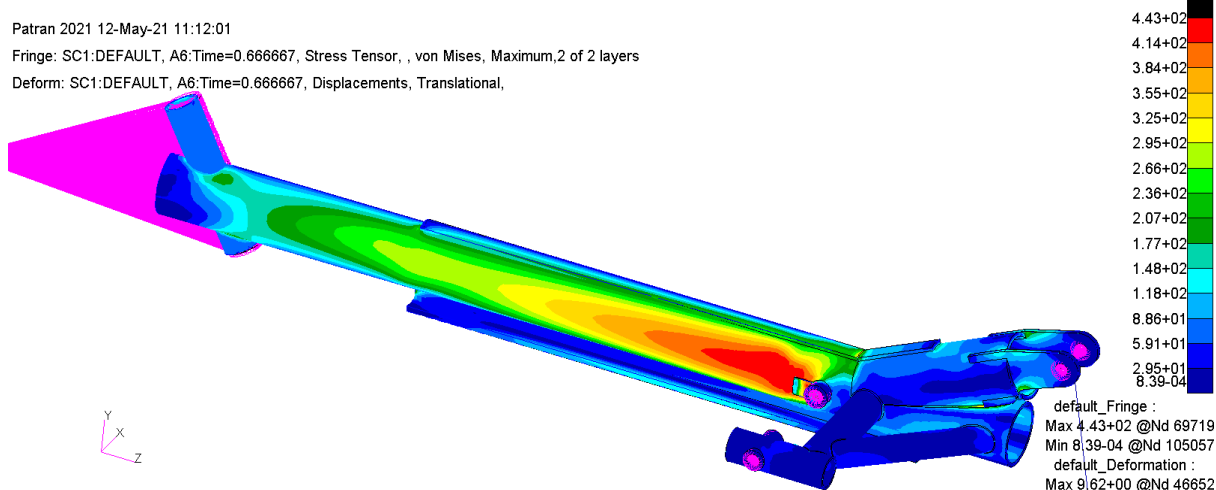
Z výsledků je patrné, že při provozním zatížení dojde k překročení smluvní meze kluzu materiálu, zejména na tlakové straně trubky, maximálně o 9 MPa. Očekává se tlaková pevnost vyšší než tahová a vzhledem k tomu, že dle analýzy je překročení meze kluzu velmi malé, lze usoudit, že noha vyhoví provoznímu zatížení bez trvalých deformací. Další větší oblasti překročení meze kluzu se objevují na závěsu tlumiče na trubce. Toto lze vyřešit případným zvětšením tloušťky plechu závěsů, pokud by se při pádové zkoušce ukázalo, že opravdu dochází k deformacím. Na tahové straně trubky nohy a jejímu vyztužení k překročení smluvní meze kluzu nedochází a lze tedy prohlásit, že navržené vyztužení je funkční.

Při početním zatížení dle výsledků nelineární analýzy nedojde k překročení meze pevnosti a lze tak prohlásit, že noha zatížení vyhovuje a nedojde k jejímu zlomení. Opět je ale doporučena pádová zkouška podvozku, která by tyto výsledky ověřila.

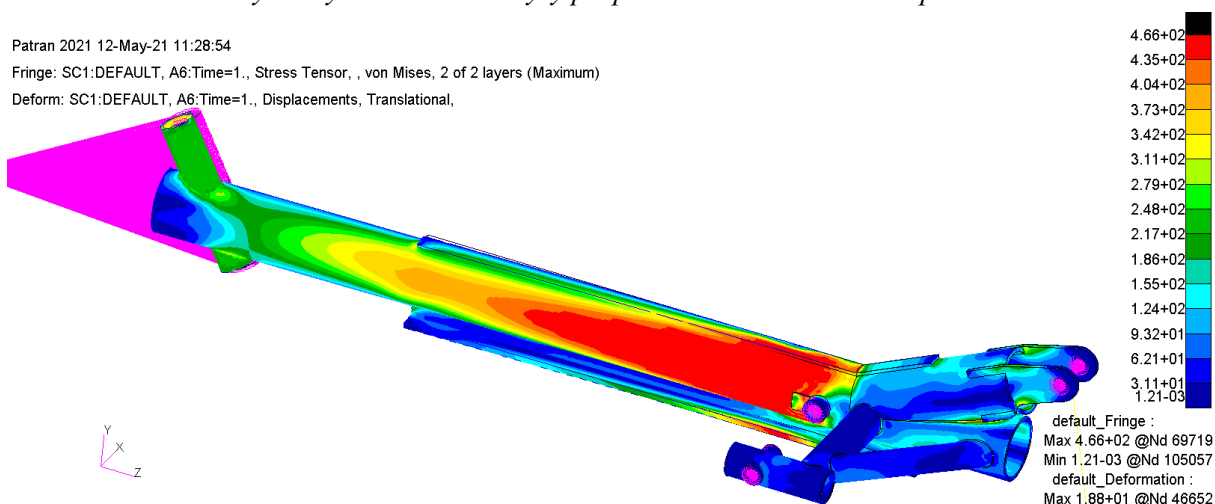
PEVNOST NOHY PŘI BRZDĚNÍ

Pro případ zatížení nohy od brzdění byl model upraven v tom smyslu, že se změnilo naklonění nohy vůči závěsu a poloha síly, neboť brzdění je dle předpisu uskutečňováno při statickém stlačení podvozku. Na nastavení analýzy tento fakt ale nemá vliv.

Byla provedena statická lineární analýza při provozním i početním zatížení silami při brzdění (velikost sil vychází z výsledků zatížení při přistání). Tato analýza vykazovala velké koncentrace napětí v oblasti max. ohyb. momentu u ostrých přechodů (výsledky lin. statické analýzy v příloze C). Následně tedy byla noha analyzována opět nelineární metodou se stejným nastavením jako v předchozím případě. Výsledky je možné vidět na Obr. 57 a Obr. 58.



Obr. 57 – Výsledky nelineární analýzy při provozním zatížení silami při brzdění



Obr. 58 – Výsledky nelineární analýzy při početním zatížení silami při brzdění

Nelineární analýza provozního zatížení ukázala, že překročení meze kluzu se objevuje jen na velmi malé oblasti v okolí přechodu navařeného vyztužení na trubku. Vzhledem k překročení meze kluzu o pouhé 3 MPa by tedy stěžejním výsledkem byla případná pádová zkouška, ale lze očekávat, že svarem se ostrý přechod eliminuje a napětí v této oblasti tedy poklesne.

Při početním zatížení nedošlo k překročení meze pevnosti, nedojde tedy ke zlomení nohy.

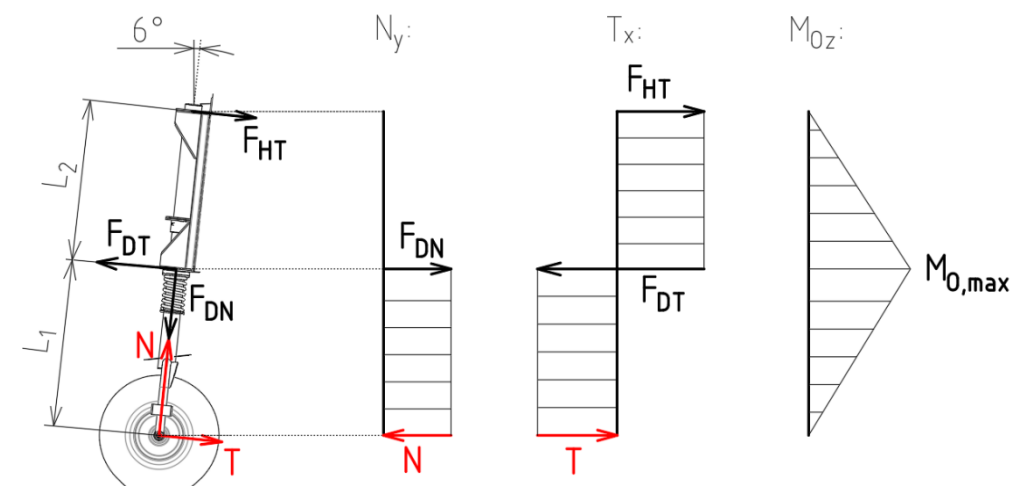
5.2 PEVNOSTNÍ KONTROLA PŘÍĐOVÉHO PODVOZKU

V této části bude kontrolována pevnost příďového podvozku. Jelikož ale příďový podvozek není hlavním cílem práce, provedena bude pouze základní kontrola ohybové pevnosti samotné nohy. Z výsledků zatížení příďového povozku byly vybrány dva nejkritičtější případy, které ohyb způsobují, a to dodatečné zatížení působící dozadu a do boku. U obou případů pak budou určeny i síly působící do horního a dolního závěsu pro případné budoucí ověření pevnosti těchto prvků.

5.2.1 OHYBOVÁ PEVNOST NOHY PŘI DODATEČNÉM ZATÍŽENÍ DOZADU

SÍLY PŮSOBÍCÍ NA ZÁVĚSY

Při této analýze je uvažováno, že normálovou sílu pohltí dolní závěs, konkrétně pružina, která je na něm uchycena. Posouvající sílu v rovině xy pak zachytí oba závěsy, jak je mimo jiné znázorněno na Obr. 59. Pro zjednodušení je uvažováno, že uchycení v obou závěsech je realizováno vždy v jednom bodě.



Obr. 59 – Průběh sil a momentů na noze příďového podvozku a v závěsech při zatížení dozadu

Vstupní hodnoty

Svislá síla: $F_{yPP} = 4274 \text{ N}$

Vodorovná síla: $F_{xPP} = 3419 \text{ N}$

Úhel natočení nohy: $\vartheta = 6^\circ$

Délka spodní části nohy: $L_1 = 0,484 \text{ m}$

Vzdálenost mezi závěsy: $L_2 = 0,467 \text{ m}$

Posouvající síla v ose kola

$$T = F_{xPP} \cdot \cos \vartheta - F_{yPP} \cdot \sin \vartheta = 3419 \cdot \cos 6^\circ - 4274 \cdot \sin 6^\circ = 2953,6 \text{ N} \quad (83)$$

Normálová síla v ose kola

$$N = F_{xPP} \cdot \sin \vartheta + F_{yPP} \cdot \cos \vartheta = 3419 \cdot \sin 6^\circ + 4274 \cdot \cos 6^\circ = 4607,8 \text{ N} \quad (84)$$

Silové a momentové rovnováhy

$$T + F_{HT} - F_{DT} = 0 \Rightarrow F_{DT} = T + F_{HT} = 2953,6 + 3061,1 = \mathbf{6014,7\ N} \quad (85)$$

$$N - F_{DN} = 0 \Rightarrow F_{DN} = N = \mathbf{4607,8\ N} \quad (86)$$

$$T \cdot L_1 - F_{HT} \cdot L_2 = 0 \Rightarrow F_{HT} = \frac{T \cdot L_1}{L_2} = \frac{2953,6 \cdot 0,484}{0,467} = \mathbf{3061,1\ N} \quad (87)$$

SHRNUTÍ VÝSLEDKŮ

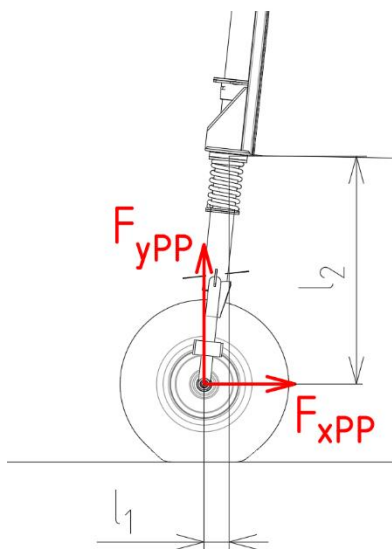
	Normálová síla F_N [N]	Posouvající síla F_T [N]
Horní závěs	0	3061,1
Dolní závěs	4607,8	6014,7

Tab. 13 – Výsledky silových účinků v závěsech při zatížení dozadu

Nutno podotknout, že síly v Tab. 13 jsou reakční síly závěsů, kterými závěsy vyrovnávají účinky sil v ose kola. Pro pevnostní výpočet například vytrhnutí závěsů z motorové přepážky by tedy musely být brány síly působící v opačném směru.

OHYB NOHY DOZADU

Během tohoto zatížení působí na osu kola svislá síla F_{yPP} a vodorovná síla působící dozadu F_{xPP} . Díky vychýlení přední podvozkové nohy dopředu o 6° způsobují obě síly ohyb příďové nohy, přičemž dle orientace ohybových momentů působí tyto momenty proti sobě (viz Obr. 60). Průběh ohybového momentu je zobrazen na Obr. 59, kritické místo je tedy v dolním závěsu. Noha (trubka) příďového podvozku je vyrobena z oceli AISI 4130 ve vyžíhaném stavu.



Obr. 60 – Síly působící na nohu při ohybu dozadu

Vstupní hodnoty

Svislá síla: $F_{yPP} = 4274 \text{ N}$ Vodorovná síla: $F_{xPP} = 3419 \text{ N}$ Svis. síla–dolní závěs: $l_1 = 0,050 \text{ m}$ Vod. síla–dolní závěs: $l_2 = 0,480 \text{ m}$ Vnější průměr trubky: $D = 50 \text{ mm}$ Vnitřní průměr trubky: $d = 46 \text{ mm}$ Mez pevnosti materiálu: $R_m = 640 \text{ MPa}$ Mez kluzu materiálu: $R_{p0,2} = 440 \text{ MPa}$

Maximální ohybový moment

$$M_{O,max} = F_{xPP} \cdot l_2 - F_{yPP} \cdot l_1 = 3419 \cdot 0,48 - 4274 \cdot 0,05 = 1427,5 \text{ Nm} \quad (88)$$

Kvadratický moment průřezu

$$J = \frac{\pi \cdot D^4}{64} \cdot \left(1 - \frac{d^4}{D^4}\right) = \frac{\pi \cdot 50^4}{64} \cdot \left(1 - \frac{46^4}{50^4}\right) = 87010 \text{ mm}^4 \quad (89)$$

Modul průřezu v ohybu

$$W_O = \frac{J}{\frac{D}{2}} = \frac{\pi \cdot D^3}{32} \cdot \left(1 - \frac{d^4}{D^4}\right) = \frac{\pi \cdot 50^3}{32} \cdot \left(1 - \frac{46^4}{50^4}\right) = 3480 \text{ mm}^3 \quad (90)$$

Maximální provozní ohybové napětí

$$\sigma_{O,max,prov} = \frac{M_{O,max}}{W_O} = \frac{1427,5 \cdot 10^3}{3480} = 410,1 \text{ MPa} < R_{p0,2} \quad (91)$$

Maximální početní ohybové napětí

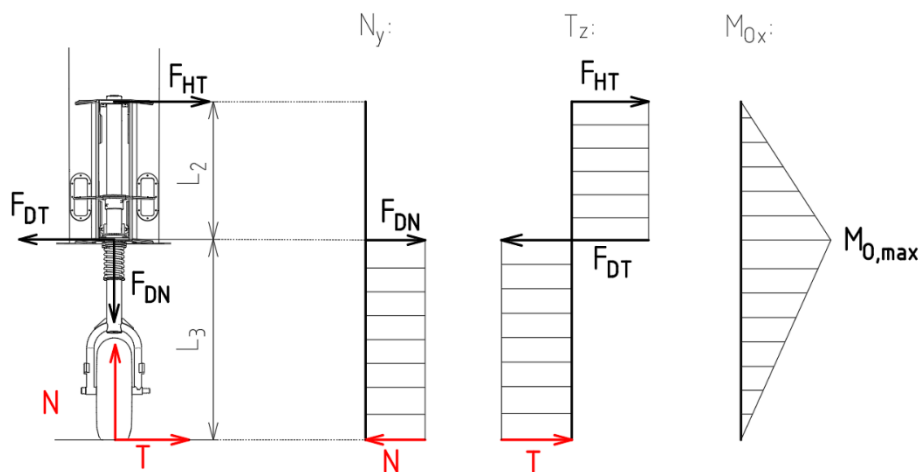
$$\sigma_{O,max,poč} = \sigma_{O,max,prov} \cdot f = 410,1 \cdot 1,5 = 615,2 \text{ MPa} < R_m \quad (92)$$

Z výsledků vyplývá, že maximální provozní napětí je nižší jak smluvní mez kluzu a početní napětí nižší jak mez pevnosti materiálu. Noha předového podvozku tak splňuje požadavky předpisu na pevnost při dodatečném zatížení působícím dozadu.

5.2.2 OHYBOVÁ PEVNOST NOHY PŘI DODATEČNÉM ZATÍŽENÍ DO BOKU

SÍLY PŮSOBÍCÍ NA ZÁVĚSY

Situace je velmi podobná předcházejícímu případu, ovšem zde působí posouvající síla ve směru osy z. Tu tak opět zachytávají oba závěsy. Normálovou sílu pohltí dolní závěs, s její sinovou složkou (kolmou na osu nohy) nebude počítáno. Rozložení sil do závěsů je na Obr. 61.



Obr. 61 - Průběh sil a momentů na noze předového podvozku a v závěsech při zatížení do boku

Vstupní hodnoty

Svislá síla: $F_{yPP} = 4274 \text{ N}$

Vodorovná síla: $F_{zPP} = 2992 \text{ N}$

Úhel natočení nohy: $\vartheta = 6^\circ$

Vzdálenost mezi závěsy: $L_2 = 0,467 \text{ m}$

Dolní závěs–země: $L_3 = 0,648 \text{ m}$

Posouvající síla v ose kola

$$T = F_{zPP} = 2991,7 \text{ N} \quad (93)$$

Normálová síla v ose kola

$$N = F_{yPP} \cdot \cos \vartheta = 4274 \cdot \cos 6^\circ = 4250,4 \text{ N} \quad (94)$$

Silové a momentové rovnováhy

$$T + F_{HT} - F_{DT} = 0 \Rightarrow F_{DT} = T + F_{HT} = 2991,7 + 4151,2 = \mathbf{7142,9 \text{ N}} \quad (95)$$

$$N - F_{DN} = 0 \Rightarrow F_{DN} = N = \mathbf{4250,4 \text{ N}} \quad (96)$$

$$T \cdot L_1 - F_{HT} \cdot L_2 = 0 \Rightarrow F_{HT} = \frac{T \cdot L_3}{L_2} = \frac{2991,7 \cdot 0,648}{0,467} = \mathbf{4151,2 \text{ N}} \quad (97)$$

SHRNUTÍ VÝSLEDKŮ

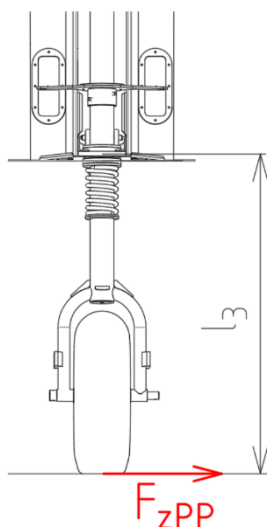
	Normálová síla F_N [N]	Posouvající síla F_T [N]
Horní závěs	0	4151,2
Dolní závěs	4250,4	7142,8

Tab. 14 – Výsledky silových účinků v závěsech při zatížení do boku

Nutno podotknout, že síly v Tab. 14 jsou provozní reakční síly závěsů, kterými závěsy vyrovnávají účinky sil v místě styku pneumatiky se zemí. Pro pevnostní výpočet například vytrhnutí závěsů by tedy musely být brány síly působící v opačném směru.

OHYB NOHY DO BOKU

Při zatížení do boku je na rozdíl od předchozího případu působiště sil v místě kontaktu pneumatiky se zemí, což lépe odpovídá reálnému zatížení při provozu letounu. Pro výpočet ohybového momentu je zde stěžejní vodorovná síla F_{zPP} , svislá síla způsobuje ohyb v jiné rovině, a tedy s ní nebude počítáno. Směr síly a její rameno je na Obr. 62.



Obr. 62 – Síla způsobující ohyb nohy do boku

Vstupní hodnoty

Vodorovná boční síla: $F_{zPP} = 2992 \text{ N}$

Boční síla–dolní závěs: $l_3 = 0,648 \text{ m}$

Vnější průměr trubky: $D = 50 \text{ mm}$

Vnitřní průměr trubky: $d = 46 \text{ mm}$

Mez pevnosti materiálu: $R_m = 640 \text{ MPa}$

Mez kluzu materiálu: $R_{p0,2} = 440 \text{ MPa}$

Maximální ohybový moment

$$M_{O,max} = F_{zPP} \cdot l_3 = 2992 \cdot 0,648 = 1938,6 \text{ Nm} \quad (98)$$

Kvadratický moment průřezu

$$J = \frac{\pi \cdot D^4}{64} \cdot \left(1 - \frac{d^4}{D^4}\right) = \frac{\pi \cdot 50^4}{64} \cdot \left(1 - \frac{46^4}{50^4}\right) = 87010 \text{ mm}^4 \quad (99)$$

Modul průřezu v ohybu

$$W_O = \frac{J}{\frac{D}{2}} = \frac{\pi \cdot D^3}{32} \cdot \left(1 - \frac{d^4}{D^4}\right) = \frac{\pi \cdot 50^3}{32} \cdot \left(1 - \frac{46^4}{50^4}\right) = 3480 \text{ mm}^3 \quad (100)$$

Maximální provozní ohybové napětí

$$\sigma_{O,max,prov} = \frac{M_{O,max}}{W_O} = \frac{1938,6 \cdot 10^3}{3480} = 557,0 \text{ MPa} > R_{p0,2} \quad (101)$$

Maximální početní ohybové napětí

$$\sigma_{O,max,poc} = \sigma_{O,max,prov} \cdot f = 557,0 \cdot 1,5 = 835,5 \text{ MPa} > R_m \quad (102)$$

Z výsledků vyplývá, že trubka příďové podvozkové nohy nevydrží napětí vyvolané silou do boku. Překročena je při provozním zatížení mez kluzu a při početním zatížení mez pevnosti. To je nežádoucí a je nutné tento problém vyřešit. Níže jsou popsána možná řešení, ovšem není proveden výběr některé z variant, protože o konkrétním řešení rozhodne v budoucnu firma.

U nohy příďového podvozku nelze bez přepracování celé konstrukce zavěšení a pružiny zvětšit vnější průměr trubky. Také použití výztuh je kvůli pružině, která zvenku obepíná trubku nohy, nemožné, protože výztuhy pod pružinu nelze umístit. Nehledě na fakt, že maximální napětí na trubce je v místě dolního závěsu, který tvoří přesné pouzdro a ani zde by tedy výztuhy nemohly být použity.

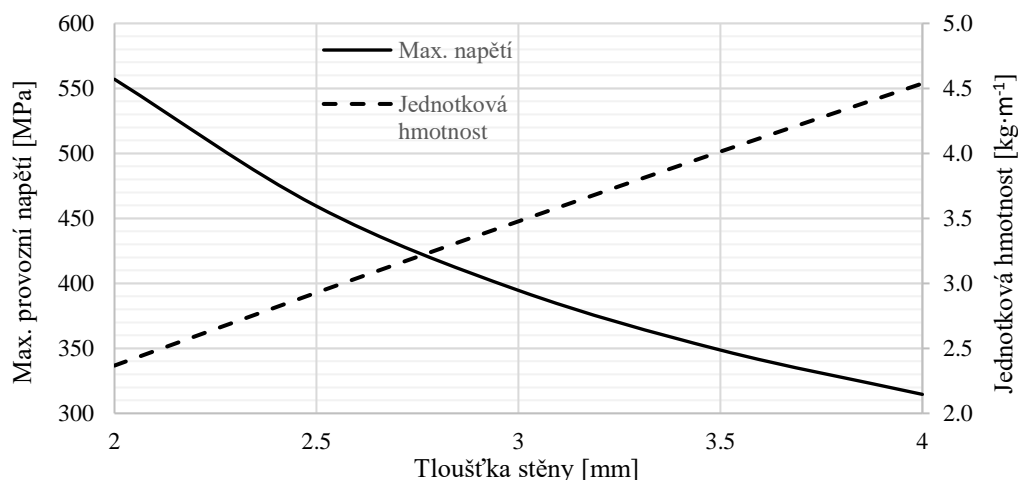
V úvahu tedy přichází následná řešení

- Řešení 1 – Změna vnitřního průměru (tloušťky stěny)
- Řešení 2 – Volba materiálu s vyšší pevností

ŘEŠENÍ 1

Jak už bylo zmíněno, u trubky příďové nohy nelze zvětšit průměr vnější, proto jediná možnost, jak změnou geometrie zvýšit pevnost trubky, je změna průměru vnitřního. S poklesem tohoto průměru naroste tloušťka stěny, čímž naroste i modul průřezu v ohybu a tím pádem poklesne maximální ohybové napětí. Na Obr. 63 je pak graf závislosti provozního napětí a také jednotkové hmotnosti (hmotnost na metr délky trubky) na tloušťce stěny. Pro splnění požadavků na pevnost je nutný pokles provozního napětí pod 425 MPa, přičemž z grafu je patrné, že toto je splněno pro tloušťku stěny větší jak 3 mm. Každá změna tloušťky stěny ovšem

logicky znamená i vyšší cenu a také hmotnost příďového podvozku, proto bude na zvážení firmy, zda toto řešení i přes negativa zvolí.



Obr. 63 – Závislost max. prov. napětí a jednotkové hmotnosti na tloušťce stěny trubky

ŘEŠENÍ 2

Použití lepšího materiálu by znamenalo, že sice naroste cena trubky příďové nohy, ovšem nezvýší se její hmotnost. Trubka je vyrobena z vyžíhané oceli AISI 4130, tudíž se jako první nabízí použít tuto ocel v zušlechtěném stavu. Tato ocel se běžně kalí při teplotě 870 °C do vody a následně se popouští při teplotách 400–565 °C na požadované vlastnosti. Zdroj [14] pak uvádí pevnosti po zušlechtění $R_{p0,2} = 690$ MPa a $R_m = 880$ MPa. Tyto hodnoty by vyhovovaly napětí, které je na noze při zatěžování do boku. Dalším materiálem, který by vyhovoval zatížení, je ocel 15CDV6 (1.7734.5) v zušlechtěném stavu. Jedná se o vysokopevnostní, dobře svařitelnou ocel s pevnostními vlastnostmi $R_{p0,2} = 790$ MPa a $R_m = 980$ –1180 MPa. Ty by s přehledem vyhovovaly napětí vzniklému na trubce, ovšem i vzhledem k tomu, že jsou trubky z tohoto materiálu používány i v kosmické technice, cena takové trubky bude mnohem vyšší, než u oceli AISI 4130 [18].

Případně je možné použít i kombinaci obou řešení, tedy zvětšení tloušťky stěny a použití lepšího materiálu. Jako příklad lze uvést zvýšení tloušťky stěny na 2,5 mm a použití oceli 15CDV6, ovšem v jiném tepelném zpracování (1.7734.4), kde $R_{p0,2} = 550$ MPa a $R_m = 700$ MPa [18].

5.3 SHRUTÍ ANALYTICKÝCH VÝSLEDKŮ

V následující Tab. 15 jsou shrnuty výsledky analytických výpočtů pevnosti hlavního i příďového podvozku. Výsledky MKP výpočtu zahrnuty nejsou, neboť zejména lineární analýza obsahuje napěťové extrémy v oblasti koncentrátorů napětí v modelu.

U příďového podvozku jsou uvedeny hodnoty pro současnou podvozkovou nohu a poté i pro nohu z materiálu AISI 4130 v zušlechtěném stavu (jedno z navrhovaných řešení zvýšení pevnosti), aby byl v tabulce patrný nárůst bezpečnosti. Zda bude ovšem zvoleno toto, nebo jiné řešení zvýšení pevnosti nohy, teprve bude firmou rozhodnuto.

U hlavního podvozku jsou také uvedeny vždy oba stavy, tedy původní výsledky výpočtů bez jakéhokoli zpevnění a výsledky po zvoleném řešení zvýšení pevnosti.

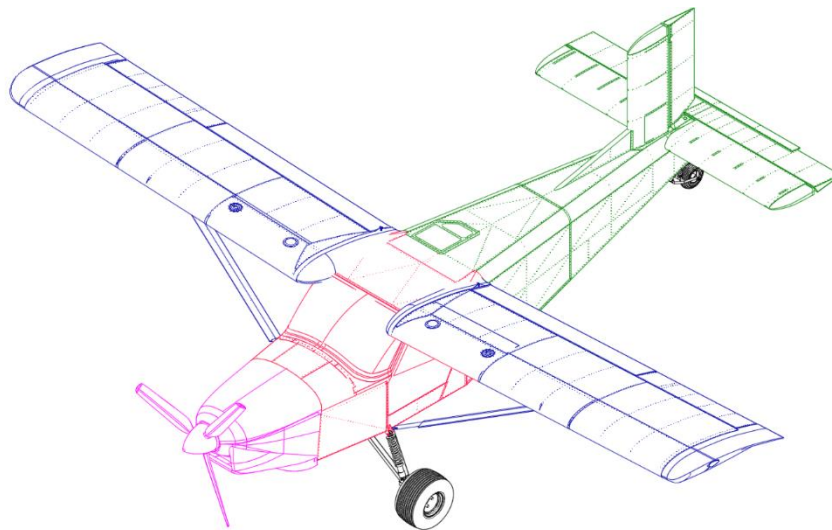
Hodnoty součinitele bezpečnosti f_{prov} jsou uváděny pro provozní stav, tedy pokud $f_{\text{prov}} > 1$, pak pevnost konstrukce vyhovuje provoznímu zatížení. Stejný případ je i u početního zatížení, kdy $f_{\text{poč}}$ je součinitel bezpečnosti k početnímu stavu (již navýšenému 1,5x), a tedy opět platí, že pokud $f_{\text{poč}} > 1$, pevnost konstrukce vyhovuje početnímu zatížení.

Případ zatížení		Součinitel bezpečnosti	
		f_{prov} [-]	$f_{\text{poč}}$ [-]
Střih lícovaných šroubů	Přední	2.04	1.36
	Zadní	3.98	2.66
Otlačení závěsů otáčení	Přední	1.76	1.71
Ohyb hl. podv. nohy nahoru	Původní	0.51	0.50
	Zpevněno	1.07	1.04
Ohyb hl. podv. nohy dozadu	Původní	1.00	0.97
	Zpevněno	1.08	1.05
Ohyb nohy příd'. podv. dozadu	Původní	1.07	1.04
	Zpevněno	1.68	1.43
Ohyb nohy příd'. podv. do boku	Původní	0.79	0.77
	Zpevněno	1.24	1.05

Tab. 15 – Hodnoty součinitele bezpečnosti pro jednotlivá zatížení

6 HMOTNOSTNÍ ROZBOR

Tato kapitola se bude věnovat zejména vlivu změny podvozku na polohu těžiště, především v jeho krajních polohách (přední a zadní centráž). Nutno podotknout, že přední centráž současného letounu je při poloze 20 % c_{SAT} a hmotnosti 600 kg pouze teoretická a nelze jí v žádné konfiguraci dosáhnout. Je s ní i přesto počítáno do budoucna, kdy se uvažuje zástavba většího (a těžšího) motoru, a proto je na ni dimenzován i nový podvozek. Trup letounu byl pro zjednodušení rozdělen do několika hlavních částí tak, jak je naznačeno na Obr. 64. Zelená – zadní část trupu, červená – přední část trupu, růžová – motorový prostor a vrtule, modrá – křídla, černá – podvozek.



Obr. 64 – Rozdělení letounu na jednotlivé základní části [1]

Pro každou část letounu byla určena hmotnost a poloha těžiště tak, aby zvolené konfigurace odpovídaly přední a zadní centráži současnému letounu s ostruhovým kolem (hmotnosti a pozice těžiště všech částí kromě podvozků uvedeny v příloze D). Pro výpočet polohy těžiště byl použit následující vzorec.

Poloha těžiště ve směru x

$$x_T = \frac{\sum m_i \cdot x_i}{\sum m_i} [m] \quad (103)$$

Kde m_i – hmotnost prvku konstrukce
 x_i – poloha prvku konstrukce ve směru x

Obdobně se vypočítá i poloha prvků konstrukce ve směrech y a z.

V následující Tab. 16 je pak uvedeno přímé srovnání původního a nového podvozku. Vzhledem k tomu, že u původního podvozku je při přední a zadní centráži použit vždy jiný rozměr pneumatik a ráfků kol, bude zde uveden hmotnostní rozbor pouze samotné konstrukce podvozku. Hmotnostní rozbor podvozků se započítáním kol a brzd je v příloze D. Vždy jsou do podvozku započítány i závěsy v trupu. Na novém hlavním podvozku je již započítána i hmotnost lokálních výztuh. Poloha těžiště ve směru z není uváděna, protože je považována za nulovou. Hodnoty v celé této kapitole jsou vztahovány k souřadnému systému z Obr. 16.

	Hmotnost	Poloha těžiště ve směru x	Poloha těžiště ve směru y
	m [kg]	x _T [m]	y _T [m]
Hlavní podvozek původní	15,2	0,093	-0,198
Hlavní podvozek nový	17,9	0,778	-0,019
Ostruhový podvozek	2,4	4,154	0,611
Příďový podvozek	5	-0,787	0,031
Původní podvozek celkem	17,6	0,646	-0,088
Nový podvozek celkem	22,9	0,436	-0,008

Tab. 16 – Hmotnostní rozbor původního a nového podvozku (bez kol a brzd) [1]

Z tohoto rozboru vyplývá, že konstrukce nového podvozku (bez kol) je o 5,3 kg (30 %) těžší jak konstrukce podvozku původního. To je způsobeno zejména nutností pevnějšího ukotvení v trupu a také vyššími pevnostními nároky jak na příďový, tak na hlavní podvozek. Kvůli těmto nárokům a také kvůli nepříznivějšímu stylu namáhání hlavního i příďového podvozku (ohyb u nového podvozku, vzpěr u původního) pak musí být podvozek obecně lépe dimenzován, což se projeví na nárůstu hmotnosti.

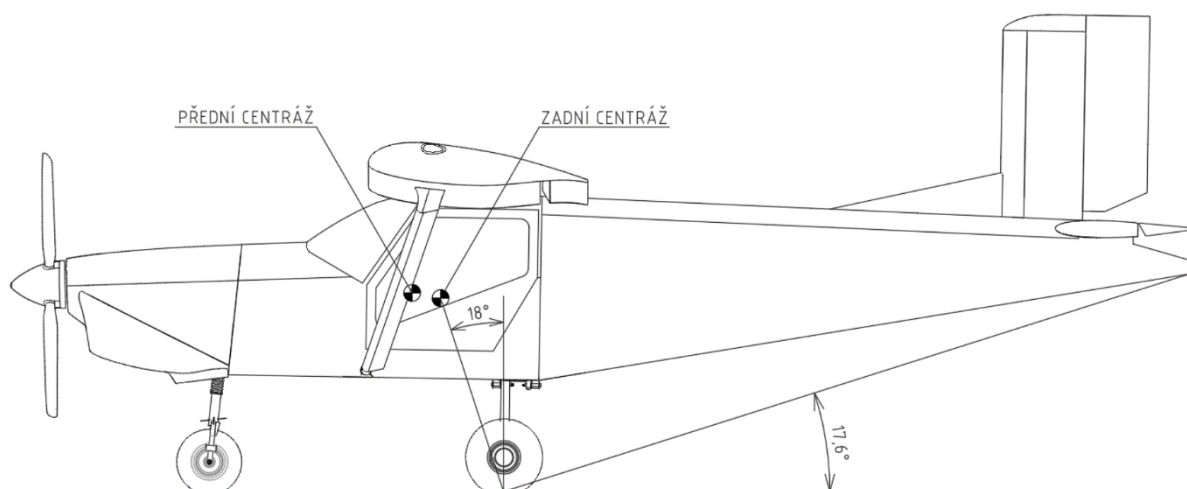
V Tab. 17 je pak uvedena změna polohy těžiště i hmotnosti celého letounu s původním a novým podvozkem včetně kol a brzd. Pro možnost přímého srovnání byl pro konfiguraci zadní centráže zvolen původní rozměr kol hlavního podvozku 4,00-6, a to u původního i nového podvozku. V přední centráži je pak u obou podvozků počítáno s původním rozměrem kol 6,00-8.

		Hmotnost	Poloha těžiště ve směru x		Poloha těžiště ve směru y
		m [kg]	x _T [m]	% CSAT [m]	y _T [m]
Přední centráž	Původní podvozek	600	0,241	20,0	0,470
	Nový podvozek	606,4	0,248	20,6	0,465
Zadní centráž	Původní podvozek	600	0,409	34,0	0,444
	Nový podvozek	606,4	0,404	33,5	0,439

Tab. 17 – hmotnostní rozbor celého letounu s původním a novým podvozkem [1]

Jak je patrné z předešlé tabulky, hmotnost letounu s novým podvozkem překračuje hranici maximální povolené hmotnosti 600 kg o 6,4 kg, což předpis UL 2 nepovoluje. Ačkoli je nový podvozek těžší jen o 5,3 kg, v jeho konfiguraci zůstávají na trupu některé závěsy i z původního podvozku, jelikož tyto závěsy jsou společné jak pro původní podvozek, tak pro zavěšení vzpěry

křídla, a nelze je tedy odstranit. Bylo by tím pádem nutné pozměnit konfigurace, kdy je letoun na maximální hmotnosti tak, aby se hmotnost vrátila pod požadovaných 600 kg. Tuto změnu lze nejjednodušeji realizovat natankováním menšího množství paliva do nádrží. V další iteraci výpočtu by také bylo vhodné přepočítat zatížení pro novou polohu těžiště. Změna ve výsledcích se však očekává velmi malá, neboť poloha těžiště se změnila nepatrně. Navíc se posunula v obou centrážích více do středu, tudíž se v některých případech sníží extrémní zatížení kol, neboť se hmotnost rozloží rovnoměrněji mezi kola hlavního podvozku a kolo předového podvozku. Nové polohy krajních centráží jsou znázorněny na Obr. 65, stejně jako kontrola navrácení letounu na všechna tři kola po dotknutí ocasu země.



Obr. 65 – Krajní polohy těžiště letounu Irbis s novým podvozkem

Při stání prázdného letounu na zemi je také zaručeno, že se letoun nepřeklopí na ocas, a to zejména díky pozici sedadel obou pilotů. Ta se nachází až za polohou nejzadnější centráže, a po vystoupení pilotů se tak poloha těžiště posune více dopředu.

ZÁVĚR

Obsáhnout svými výrobky co největší trh a zaujmout co nejvíce lidí je cílem mnoha firem. Společnost Kubiček Aircraft s.r.o. si toto uvědomuje, a proto přišla s návrhem přestavby podvozku svého letounu M-4 Irbis, jelikož po letounech s příďovým kolem je v kategorii UL velká poptávka. Zároveň se tak naplní potenciál letounu, s jehož přestavbou je počítáno již od počátku. Výstupem této práce je tedy prvotní návrh nového podvozku s příďovým kolem, na který by mohla firma dále navázat a použít jej k realizaci podvozku v praxi

Jako určujícím faktorem při návrhu se ukázal být násobek zatížení, působící na letoun při přistání. Násobek je pevně navázán na pokles těžiště letounu, takže pokud by letoun při přistání poklesl málo, násobek by se nepřípustně zvýšil, a naopak velký pokles těžiště znamená složitější konstrukci. Zároveň tento problém vyřadil některé, na počátku navrhované, konstrukce hlavního podvozku, a nakonec tedy byla zvolena lehce netradiční, ale výrobně i zástavbově jednoduchá varianta pákové nohy s tlumičem uvnitř trupu. Při výpočtu zatížení podvozku dle předpisu UL 2 je uvažován hydraulický tlumič, který ovšem není v této práci dále rozpracován a bude na míru vyroben externí firmou. Tento typ tlumiče díky svým vhodným tlumícím charakteristikám umožňuje dosáhnout při stejném poklesu těžiště při přistání nižšího násobku zatížení, než tlumič čistě pružinový či gumový.

Návrh konstrukce hl. podvozku vychází z požadavku na technologickou jednoduchost a reflektuje výrobní možnosti firmy Kubiček Aircraft. Obsahuje tak komponenty a materiály, se kterými firma běžně pracuje a má s nimi zkušenosti. To se nakonec ukázalo jako omezující faktor zejména při výpočtu pevnosti jak hlavního, tak příďového podvozku. Dle vypočteného zatížení podvozku (dle předpisu UL 2) při různých typech přistání a dodatečných podmínkách zatěžování podvozku byly vybrány nejkritičtější případy sil, jež na podvozek působí. S těmi pak bylo počítáno v pevnostních výpočtech. Jak se ukázalo, zvolená konstrukce hlavního podvozku způsobuje, že noha hl. podvozku je zatěžována především na ohyb, což je z hlediska pevnosti problematické a výsledná pevnost je nižší, jak u většiny běžných podvozků (zejména dolnoplošníků), které jsou zatěžovány především normálovými silami na vzpěr a jak tomu je i u původního podvozku letounu Irbis. Bylo tedy nutné přistoupit k metodám, které malou ohybovou pevnost zvýší (opět s přihlédnutím na jednoduchost a také cenu). Zvolené řešení navařovaných výztuh se ukázalo jako dostačující, což bylo ověřeno analytickým a poté i MKP výpočtem. Nelineární analýzu lze považovat za přesnější, zejména díky tomu, že počítá s celou podvozkovou nohou a ne jen se zjednodušenými, jako je tomu u analytického výpočtu. Výpočet MKP však ukazuje při provozním zatížení možné oblasti plastizace podvozkové nohy a lehké překročení smluvní meze kluzu materiálu. Je tedy výrazně doporučeno ověření pevnosti konstrukce pádovou zkouškou, která by měla odhalit, zda k plastizaci skutečně dojde, či nikoli.

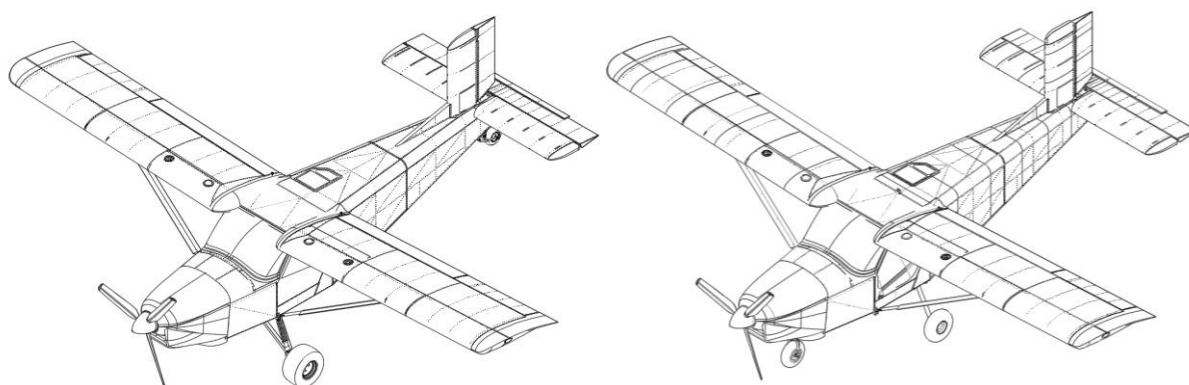
Příďový podvozek není primárním cílem řešení této práce, zejména vzhledem k tomu, že jeho konstrukce je převzata z letounu Scout a pouze modifikována pro potřeby letounu Irbis. Při návrhu takovéto komplexní přestavby a změny typu podvozku je ovšem dobré mít i o příďovém podvozku alespoň hrubší představu, hlavně z důvodu zatížení a hmotnosti (a tedy i centráže, která je při návrhu také klíčová).

Zástavbou příďového podvozku do oblasti motoru vznikne potřeba změny konstrukce současného motorového lože, které by jinak bylo s nohou příď. podvozku v kolizi. Analytický výpočet také ukázal nutnost posílení pevnosti nohy příďového podvozku, jelikož na letounu Scout působily na přední podvozek menší síly a ten tak nyní nevyhovuje pevnostně potřebám letounu Irbis. Z navržených řešení zvýšení pevnosti v tomto případě zatím není jasně vybráno

jedno konkrétní, nejlogičtější variantou by však i vzhledem ke konstrukci bylo použití lepšího (pevnějšího) materiálu, případně ještě v kombinaci se zvýšením tloušťky stěny trubky. Opět je pak doporučeno po zvolení řešení provést pádovou a zatěžovací zkoušku pro ověření výsledků.

Hmotnostní rozbor nakonec ukázal, že samotný nový podvozek je těžší jak původní podvozek přibližně o 5,3 kg. V celkové zástavbě do trupu letounu je pak rozdíl přibližně 6,4 kg (některé původní závěsy podvozku v trupu letounu zůstávají a zvyšují tak dodatečně hmotnost). Při maximální hmotnosti letounu 600 kg je to tedy změna o 1,1 %. Tento fakt lze odůvodnit nutností vyšší pevnosti závěsů a konstrukce hl. podvozkové nohy vzhledem k nepříznivějšímu druhu namáhání. Na hmotnost má také vliv robustnější konstrukce příďového podvozku, který musí oproti původnímu ostruhovému přebírat vyšší zatížení. Pro splnění požadavků předpisu UL 2 je tedy nutné změnit konfigurace s maximální hmotností tak, aby letoun nepřekračoval 600 kg.

Shrnutím tedy lze říci, že byl navržen nový podvozek s příďovým kolem dle požadavků firmy, který má na letounu Irbis nahradit/doplnit současný podvozek s ostruhovým kolem. Zvolená koncepce s hl. podvozkem jako pákou a tlumičem uvnitř trupu sice neposkytuje takovou počáteční pevnost, ovšem modifikacemi konstrukce nakonec bylo docíleno dodržení stanovených pevnostních požadavků dle předpisu UL 2, i když skutečnou pevnost by nejlépe ověřily až zkoušky reálného podvozku. Pro příďový podvozek pak byly také navrženy možné varianty zvýšení pevnosti tak, aby předepisované zatížení vydržel. Letoun Irbis s příďovým podvozkem by tak mohl být i přes mírně vyšší hmotnost dobrým doplněním nabídky firmy Kubíček Aircraft a pokrýt poptávku po tomto typu letounu a podvozku. Na Obr. 66 je pak znázorněn letoun s původním a novým podvozkem.



Obr. 66 – Letoun M-4 Irbis s původním (vlevo) a novým (vpravo) podvozkem

POUŽITÉ INFORMAČNÍ ZDROJE

- [1] Dokumentace firmy Kubíček Aircraft
- [2] Irbis UL: Základní model. In: *Kubíček Aircraft* [online]. [cit. 2020-11-22]. Dostupné z: <https://www.kubicekaircraft.cz/zakladni-model/irbis-ul/>
- [3] PETRÁSEK, Miloslav. *Konstrukce letadel III*. Brno: Univerzita obrany, 2004.
- [4] PAZMANY, Ladislao. *Landing Gear Design for Light Aircraft – Volume I*. San Diego: Pazmany Aircraft Corporation, 1986. ISBN 0-9616777-0-8.
- [5] SLAVĚTÍNSKÝ, Dušan. Koncepce přistávacího zařízení. In: *Dušan Slavětinský: O letadlech* [online]. [cit. 2020-11-22]. Dostupné z: http://www.slavetind.cz/stavba/koncepce/Koncepce_prist_zar.aspx
- [6] Pilatus PC-6 Porter. In: *Wikipedia: the free encyclopedia* [online]. San Francisco (CA): Wikimedia Foundation, 2020, 26 October 2020 [cit. 2020-11-22]. Dostupné z: https://en.wikipedia.org/wiki/Pilatus_PC-6_Porter
- [7] Pilatus PC-6 Southern Africa. In: PILATUS AIRCRAFT LTD. *Pilatus Aircraft* [online]. 23.6.2017 [cit. 2020-11-22]. Dostupné z: <https://www.pilatus-aircraft.com/en/downloads#pictures>
- [8] Cessna 172. In: *Wikipedia: the free encyclopedia* [online]. San Francisco (CA): Wikimedia Foundation, 2020, 18 November 2020 [cit. 2020-11-22]. Dostupné z: https://en.wikipedia.org/wiki/Cessna_172
- [9] Cessna Skyhawk. In: *Cessna: by Textron Aviation* [online]. [cit. 2020-11-22]. Dostupné z: <https://cessna.txtav.com/en/piston/cessna-skyhawk>
- [10] Let L-13 Blaník. In: *Wikipedia: the free encyclopedia* [online]. San Francisco (CA): Wikimedia Foundation, 2020, 31. 5. 2020 [cit. 2020-11-22]. Dostupné z: https://cs.wikipedia.org/wiki/Let_L-13_Blaník
- [11] 60 let od zahájení výroby legendárních kluzáků Blaník. In: *Pilotinfo: magazín o létání v ČR* [online]. 01. říjen 2018 [cit. 2020-11-22]. Dostupné z: <http://www.pilotinfo.cz/z-historie/60-let-od-zahajeni-vyroby-legendarnich-kluzaku-blanik>
- [12] The CH650 Landing Gear Design. In: *Zenith Aircraft Company* [online]. [cit. 2020-12-20]. Dostupné z: <http://www.zenithair.net/design-650-landing-gear/>
- [13] *UL 2 - Část I.: Požadavky letové způsobilosti SLZ, Ultralehké letouny řízené aerodynamicky* [online]. Ke Kablu 289, 102 00, Praha 10: Letecká amatérská asociace ČR, 2019 [cit. 2021-01-28]. Dostupné z: https://www.laacr.cz/SiteCollectionDocuments/predpisy/UL2%20část%20I_26.3.2019.pdf
- [14] PÍŠTĚK, Antonín a kolektiv. *Soubor podkladů pro pevnostní výpočty leteckých konstrukcí*. Revidované vydání. Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství, Letecký ústav, Technická 2896/2, Brno, 2018.

- [15] Strenx® Tube 960QLH. *Strenx performance steel* [online]. © 2021 [cit. 2021-04-12]. Dostupné z: https://www.ssab.com/products/steel-categories/hollow-section/products/strenx-tube-960-qlh?accordion=mechanical_properties
- [16] Large Tubing. *Carbon Fibre Tube Shop* [online]. © 2021 [cit. 2021-04-12]. Dostupné z: <http://www.carbonfibertubeshop.com/large%20tubing.html>
- [17] An Overview of SOL 106: Nonlinear Static Analysis. *MSC Nastran Useful Resources* [online]. September 9, 2008 [cit. 2021-5-8]. Dostupné z: <http://nastranusefulresources.blogspot.com/2008/09/overview-of-sol-106-nonlinear-static.html>
- [18] Alloy 15CDV6. *Aircraft Materials* [online]. Stokenchurch, © 2013 [cit. 2021-4-28]. Dostupné z: <https://www.aircraftmaterials.com/data/alstst/15cdv6.html>

SEZNAM POUŽITÝCH ZKRATEK A SYMBOLŮ

a	[m]	Vodorovná vzdálenost přídř. podvozek-těžiště (kapitola 3)
a	[m]	Vzdálenost osa otáčení-oko tlumiče (kapitola 5)
a ₁	[m]	Šikmá vzdálenost přídř. podvozek-těžiště
AISI		American Iron and Steel Institute (Amer. institut železa a oceli)
b	[m]	Rozpětí křídel (kapitola 1)
b	[m]	Vzdálenost mezi závěsy otáčení hl. podvozku (kapitola 5)
b ₁	[m]	Šikmá vzdálenost hl. podvozek-těžiště (kapitola 3)
b ₁	[m]	Vzdálenost přední závěs otáčení hl. podvozku-noha (kapitola 5)
b ₂	[m]	Vzdálenost zadní závěs otáčení hl. podvozku-noha (kapitola 5)
c	[m]	Vodorovná vzdálenost přídř. povozek-hl. podvozek
c ₁	[m]	Šikmá vzdálenost přídř. povozek-hl. podvozek
CSAT	[m]	Délka střední aerodynamické tětiny
ČSN		Česká technická norma
D	[N]	Vodorovná síla od brzdění (při výpočtu zatížení závěsů a brzdění)
D (D _{tr})	[mm]	Vnější průměr trubky (vnější průměr trubky při případě brzdění)
d	[mm]	Vnitřní průměr trubky
d _L	[m]	Délka letounu
D _p	[mm]	Průměr předního lícovaného šroubu
D _{pouz}	[mm]	Vnější průměr pouzdra předního lícovaného šroubu
D _z	[mm]	Průměr zadního lícovaného šroubu
E	[MPa]	Youngův modul pružnosti v elastické oblasti
E _T	[MPa]	Modul pružnosti v plastické oblasti
f	[-]	Koeficient (součinitel) bezpečnosti
F _{DN}	[N]	Normálová síla v dolním závěsu přídř. podvozku
F _{DT}	[N]	Posouvající síla v dolním závěsu přídř. podvozku
F _{HT}	[N]	Posouvající síla v horním závěsu přídř. podvozku
F _p	[N]	Síla v předním závěsu otáčení hl. podvozku
F _{xHP}	[N]	Vodorovná síla na kola hl. podvozku
F _{xPP}	[N]	Vodorovná síla na kolo přídř. podvozku
F _{xT}	[N]	Vodorovná síla v těžišti letounu
F _{y'HP}	[N]	Svislá síla na kola hl. podvozku v s. s. země
F _{y'T}	[N]	Svislá síla v těžišti letounu v s. s. země
F _{yHP}	[N]	Svislá síla na kola hl. podvozku

F_{yPP}	[N]	Svislá síla na kolo přídř. podvozku
F_{yT}	[N]	Svislá síla v těžišti letounu
F_z	[N]	Síla v zadním závěsu otáčení hl. podvozku
$F_{záv}$	[N]	Síla na plech předního závěsu otáčení hl. podvozku
$F_{zHPvně}$	[N]	Boční síla na vnější kolo hl. podvozku
F_{zHPvni}	[N]	Boční síla na vnitřní kolo hl. podvozku
F_{zPP}	[N]	Boční síla na kolo přídř. podvozku
F_{zT}	[N]	Boční síla v těžišti letounu
g	$[m \cdot s^{-2}]$	Gravitační zrychlení
G	[N]	Tíhová síla letounu
H	[MPa]	Sklon křivky napětí-deformace v plastické oblasti
h_L	[m]	Výška letounu
J	$[mm^4]$	Kvadratický moment
L	[m]	Délka nohy hl. podvozku (kapitola 4.2.1)
l_1	[m]	Vodorovná vzdálenost osy otáčení a bodu dotyku kola se zemí
l_1	[m]	Vodorovná vzdálenost dolního závěsu a osy kola přídř. podvozku
L_1	[m]	Šikmá vzdálenost dolního závěsu a osy kola přídř. podvozku
l_2	[m]	Svislá vzdálenost osy otáčení a bodu dotyku kola se zemí
l_2	[m]	Svislá vzdálenost dolního závěsu a osy kola přídř. podvozku
L_2	[m]	Šikmá vzdálenost mezi závěsy přídř. podvozku
l_3	[m]	Šikmá vzdálenost osy otáčení hl. podv. a bodu dotyku kola se zemí
L_3	[m]	Šikmá vzdálenost dolního závěsu a bodu dotyku kola se zemí
LAA		Letecká amatérská asociace
MKP		Metoda konečných prvků
m_{min}	[kg]	Minimální hmotnost letounu
m_{MTOW}	[kg]	Maximální vzletová hmotnost letounu
$M_{o,max}$	[Nm]	Maximální ohybový moment
MPC		Multipoint Constraints (element s vazbou na jiné elementy)
$m_{pil,max}$	[kg]	Maximální hmotnost pilota
$m_{pil,min}$	[kg]	Minimální hmotnost pilota
MSC		MacNeal-Schwendler Company (výrobce softwaru)
m_{zav}	[kg]	Hmotnost zavazadel
N	[N]	Svislá síla působící na kola hl. podvozku
N	[N]	Normálová síla působící na kolo přídř. podvozku

n_k	[-]	Provozní násobek na kolech letounu
n_{pr}	[-]	Provozní násobek v těžišti letounu
P	[N]	Síla působící na tlumič hl. podvozku
RBE		Rigid Body Element (elem. umožňující tuhou vazbu mezi prvky)
R_m	[MPa]	Mez pevnosti materiálu
R_p	[N]	Reakční síla v předním závěsu osy otáčení hl. podvozku
$R_{p0,2}$	[MPa]	Smluvní mez kluzu materiálu
R_z	[N]	Reakční síla v zadním závěsu osy otáčení hl. podvozku
S	[m ²]	Plocha křídel letounu
SOL		Solution (druh řešení)
STOL		Short Take-Off and Landing (letoun s krátkou dráhou vzletu)
T	[N]	Posouvající síla působící na kolo příd. podvozku
Tr		Trubka
t_{zav}	[mm]	Tloušťka plechu závěsů osy otáčení hl. podvozku
UL		Ultralehké letadlo
v_c	[km·h ⁻¹]	Cestovní rychlost
v_{max}	[km·h ⁻¹]	Maximální rychlost
v_{NE}	[km·h ⁻¹]	Nepřekročitelná rychlost střemhlavého letu
VPD		Vzletová a přistávací dráha
v_{SF}	[km·h ⁻¹]	Pádová rychlost s klapkami
W_o	[mm ³]	Modul průřezu v ohybu
$W_{o,výz}$	[mm ³]	Modul průřezu v ohybu vyztužené trubky
w_s	[m·s ⁻¹]	Klesací rychlost
x_{cSATp}	[m]	Přední poloha těžiště
x_{cSATz}	[m]	Zadní poloha těžiště
\bar{x}_T	[% c_{SAT}]	Relativní poloha těžiště
x_T	[m]	Poloha těžiště ve směru x
y	[m]	Celková svislá dráha poklesu těžiště při přistání
y_{ef}	[m]	Efektivní svislá dráha poklesu těžiště při přistání
y_{PN}	[m]	Svislá dráha poklesu těžiště způsobená zmáčknutím pneumatiky
y_T	[m]	Poloha těžiště ve směru y
y_{TL}	[m]	Svislá dráha poklesu těžiště způsobená zmáčknutím tlumiče
α	[°]	Maximální úhel náběhu trupu letounu
ϑ	[°]	Odklon příd. podvozku dopředu od svislé osy

$\sigma_{o,max,poc}$	[MPa]	Maximální ohybové početní napětí
$\sigma_{o,max,poc,vyz}$	[MPa]	Maximální ohybové početní napětí po vyztužení trubky
$\sigma_{o,max,prov}$	[MPa]	Maximální ohybové provozní napětí
$\sigma_{o,max,prov,vyz}$	[MPa]	Maximální ohybové provozní napětí po vyztužení trubky
$\sigma_{otl,poc}$	[MPa]	Maximální početní napětí v otlačení
$\sigma_{otl,prov}$	[MPa]	Maximální provozní napětí v otlačení
τ_{max}	[MPa]	Maximální dovolené napětí ve střihu
τ_{poc}	[MPa]	Maximální početní napětí ve střihu
τ_{prov}	[MPa]	Maximální provozní napětí ve střihu
Ω	[°]	Úhel odklonu síly do tlumiče od svislé osy

SEZNAM PŘÍLOH

Příloha A – Zatížení závěsů a tlumiče

Příloha B – Napětí na trubce hlavního podvozku

Příloha C – Výsledky zatížení nohy hl. podvozku analýzou MKP

Příloha D – Hmotnostní rozbor částí letounu

Příloha E – Výkres sestavy nohy hl. podvozku

PŘÍLOHA A

Staticky stlačený tlumič a pneumatika						
l ₁ [m]		l ₂ [m]		Ω [°]		
0,313		0,599		82		
Případ zatížení		N [N]	D [N]	P [N]	R _p [N]	R _z [N]
Statické zatížení		2297,9	0	3726,7	2175,8	640,7
Zatížení od brzdění		3942,3	3177,4	6393,4	-35917,9	12775,5
Boční zatížení	vnitřní	3942,3	2942,0 ¹	-2737,4 ²	2751,1	810,2
	vnější	3942,3	1941,7	12419,8	4380,7	1290,0

Tab. 18 – Zatížení závěsů a tlumiče při podmínkách statického stlačení

Dynamicky stlačený tlumič i pneumatika					
l_1 [m]	l_2 [m]		Ω [°]		
0,502	0,399		61		
Případ zatížení	N [N]	D [N]	P [N]	R _p [N]	R _z [N]
Vodorovné přistání s příďovým kolem nad zemí	7700,7	2415,8	20029,9	-6630,5	9874,3
Přistání s velkým úhlem náběhu	7503,4	-1732,3	19516,5	27505,5	-381,0

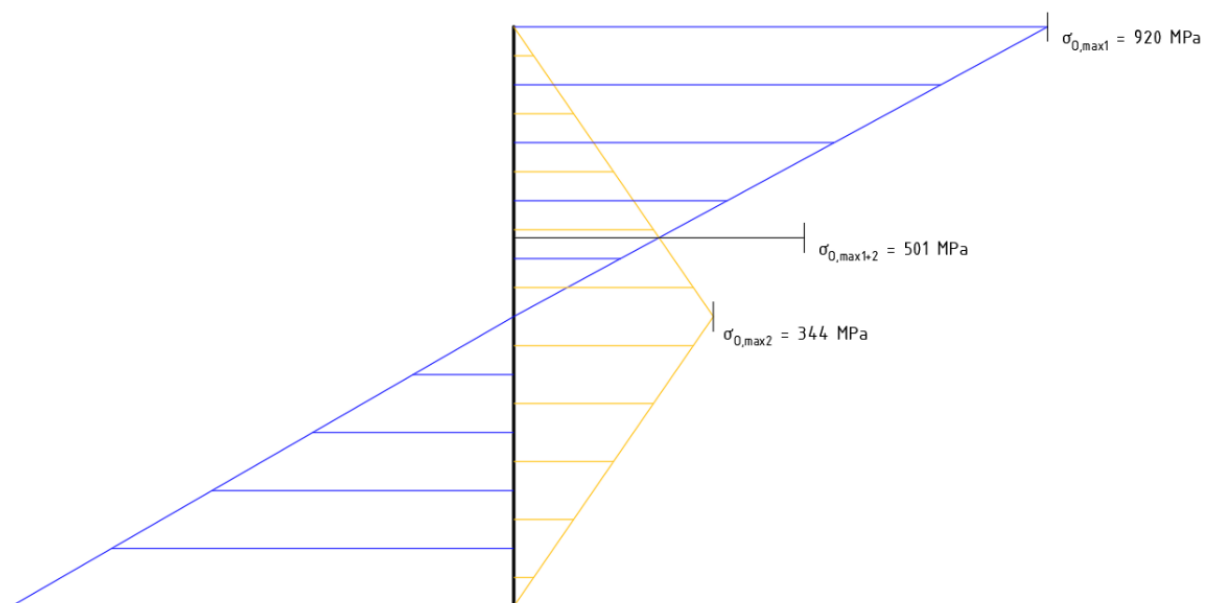
Tab. 19 – Zatížení závěsů a tlumiče při podmínkách maximálního dynamického stlačení

Dynamicky stlačený tlumič i pneumatika (ne maximálně)					
l ₁ [m]	l ₂ [m]			Ω [°]	
0,485	0,490			69	
Případ zatížení	N [N]	D [N]	P [N]	R _p [N]	R _z [N]
Přistání se skloněnými reakcemi	4942,3	1550,4	12419,9	-8571,0	6797,7

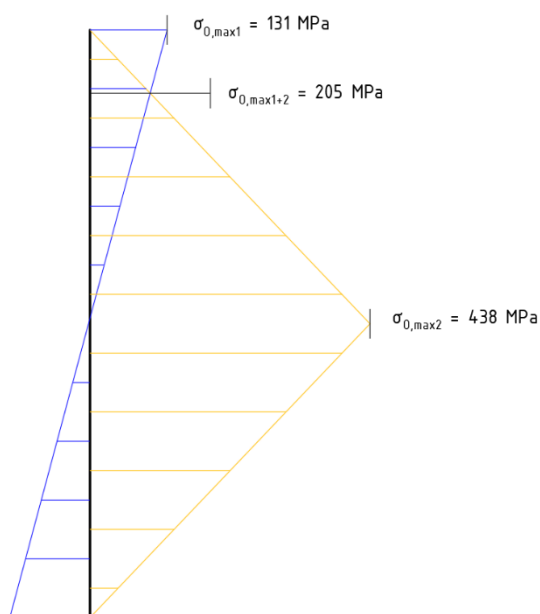
Tab. 20 – Zatížení závěsů a tlumiče při podmínkách dynamického stlačení (ne maximálního)

¹ Při bočním zatížení působí síla D ve směru osy z² Pro vnitřní i vnější boční zatížení platí: $P = \frac{N \cdot l_1}{a} + \frac{D \cdot l_2}{a}$ [N]

PŘÍLOHA B



Obr. 67 – Napětí na trubce hl. podvozku při vodorovném přistání s příd. kolem nad zemí



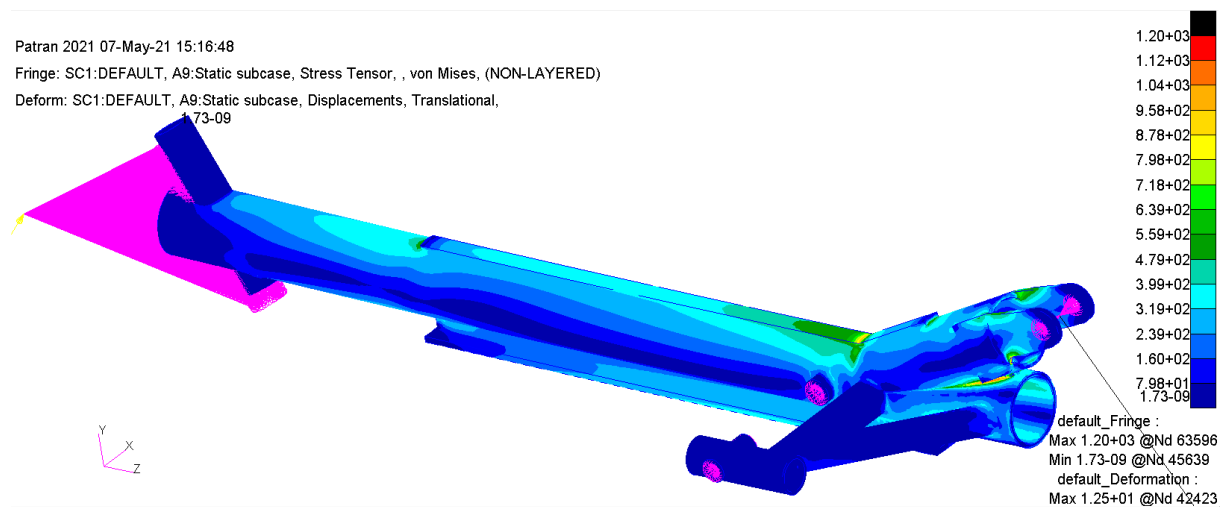
Obr. 68 – Napětí na trubce při brzdění letounu

PŘÍLOHA C

Patran 2021 07-May-21 15:16:48

Fringe: SC1:DEFAULT, A9:Static subcase, Stress Tensor, , von Mises, (NON-LAYERED)

Deform: SC1:DEFAULT, A9:Static subcase, Displacements, Translational,
1.73-09

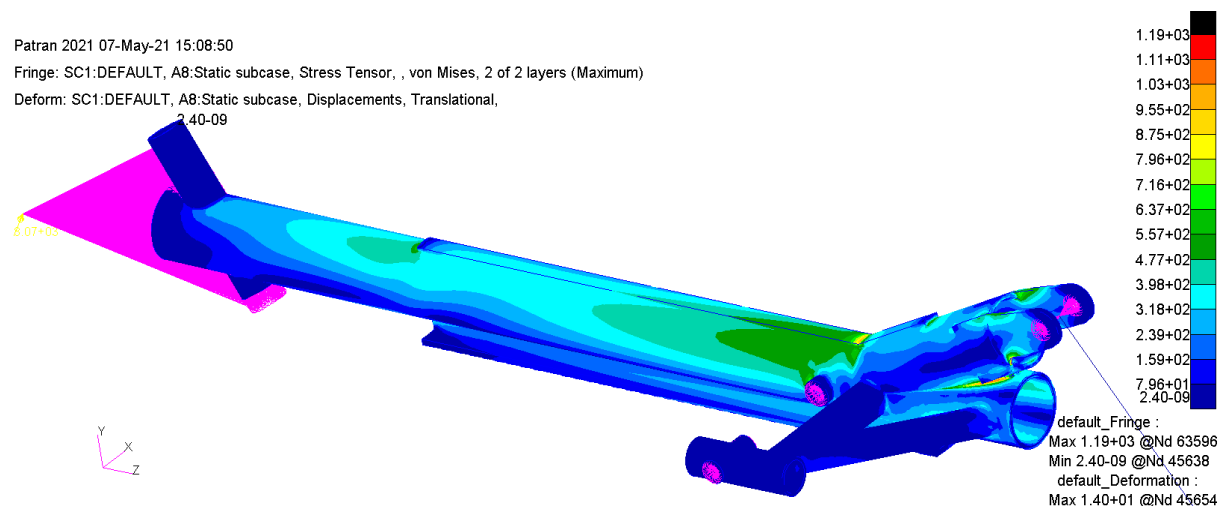


Obr. 69 – Výsledky lineární analýzy při zatížení pouze provozní svislou silou při vodorovném přistání s před. kolem nad zemí

Patran 2021 07-May-21 15:08:50

Fringe: SC1:DEFAULT, A8:Static subcase, Stress Tensor, , von Mises, 2 of 2 layers (Maximum)

Deform: SC1:DEFAULT, A8:Static subcase, Displacements, Translational,
2.40-09

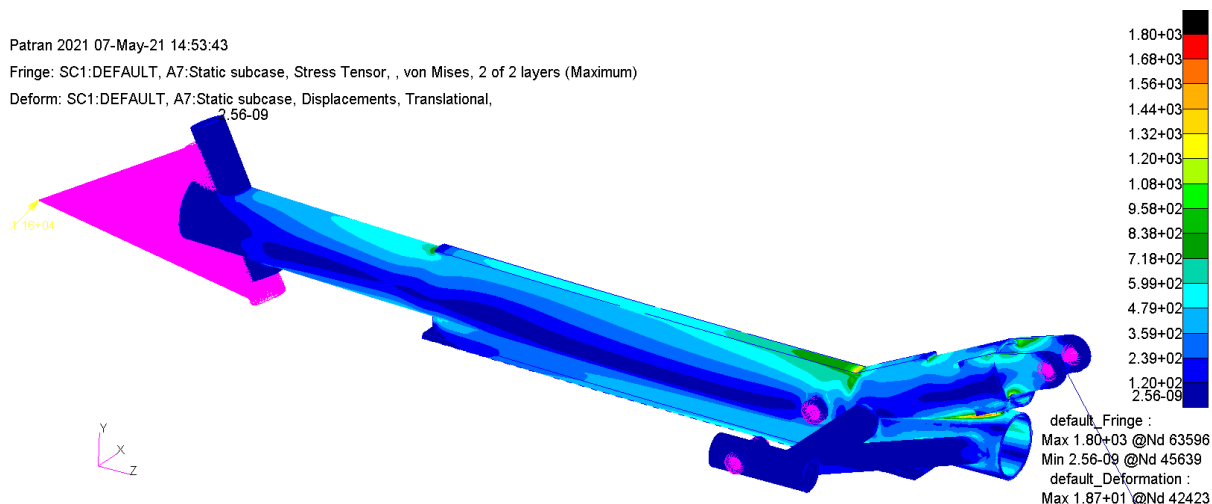


Obr. 70 – Výsledky lineární analýzy při zatížení provozní svislou i vodorovnou silou při vodorovném přistání s před. kolem nad zemí

Patran 2021 07-May-21 14:53:43

Fringe: SC1:DEFAULT, A7:Static subcase, Stress Tensor, , von Mises, 2 of 2 layers (Maximum)

Deform: SC1:DEFAULT, A7:Static subcase, Displacements, Translational,
2.56-09

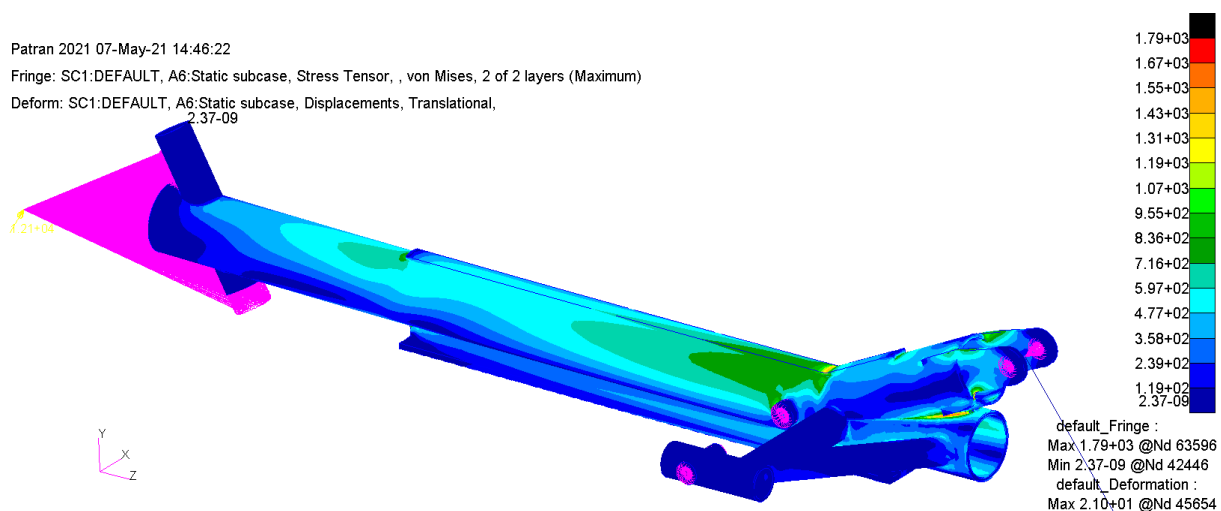


Obr. 71 – Výsledky lineární analýzy při zatížení pouze početní svislou silou při vodorovném přistání s přid. kolem nad zemí

Patran 2021 07-May-21 14:46:22

Fringe: SC1:DEFAULT, A6:Static subcase, Stress Tensor, , von Mises, 2 of 2 layers (Maximum)

Deform: SC1:DEFAULT, A6:Static subcase, Displacements, Translational,
2.37-09

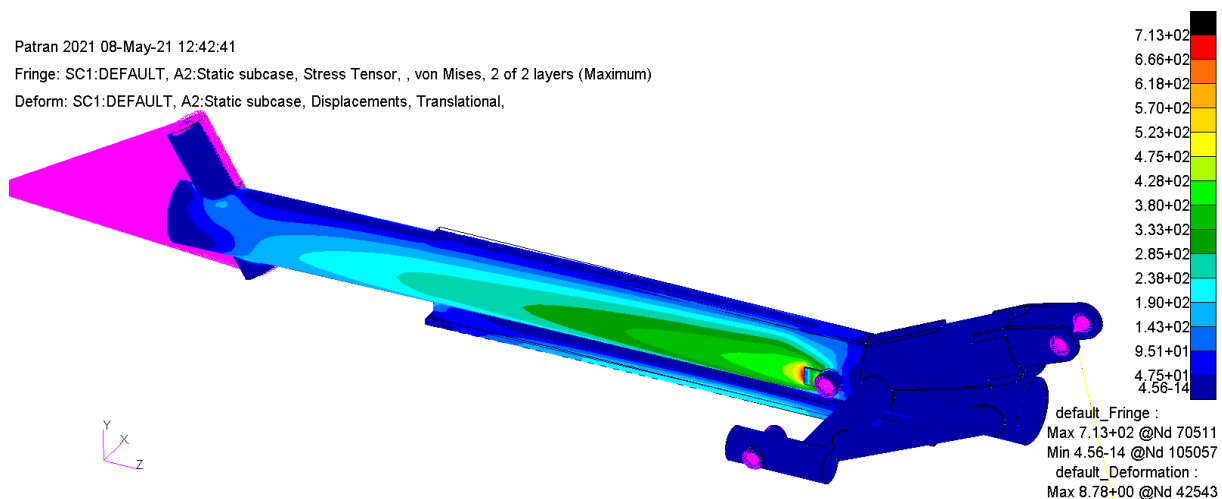


Obr. 72 – Výsledky lineární analýzy při zatížení početní svislou i vodorovnou silou při vodorovném přistání s přid. kolem nad zemí

Patran 2021 08-May-21 12:42:41

Fringe: SC1:DEFAULT, A2:Static subcase, Stress Tensor, , von Mises, 2 of 2 layers (Maximum)

Deform: SC1:DEFAULT, A2:Static subcase, Displacements, Translational,

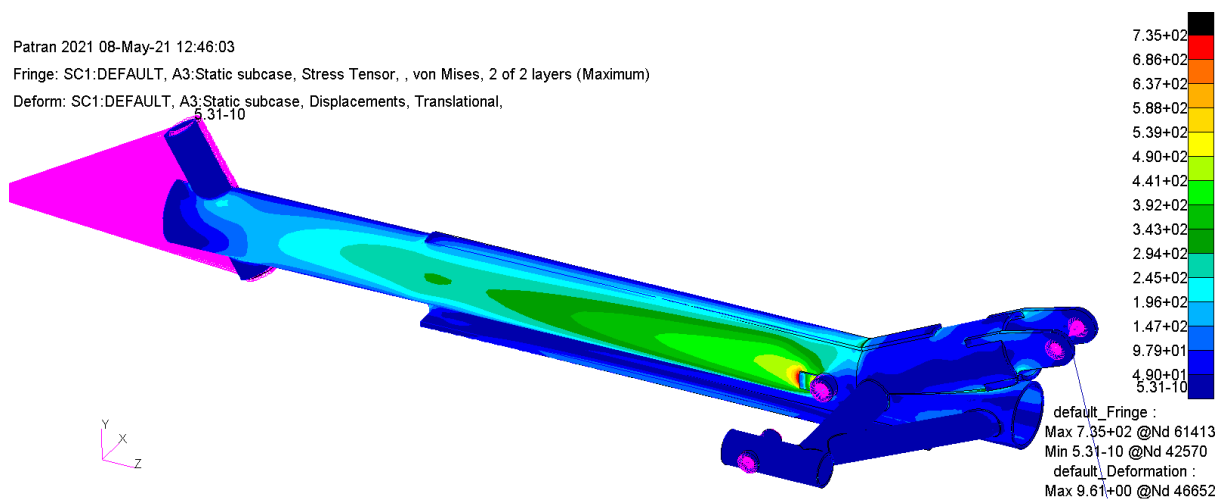


Obr. 73 – Výsledky lineární analýzy při provozním zatížení vodorovnou silou při brzdění

Patran 2021 08-May-21 12:46:03

Fringe: SC1:DEFAULT, A3:Static subcase, Stress Tensor, , von Mises, 2 of 2 layers (Maximum)

Deform: SC1:DEFAULT, A3:Static subcase, Displacements, Translational,
5.31-10

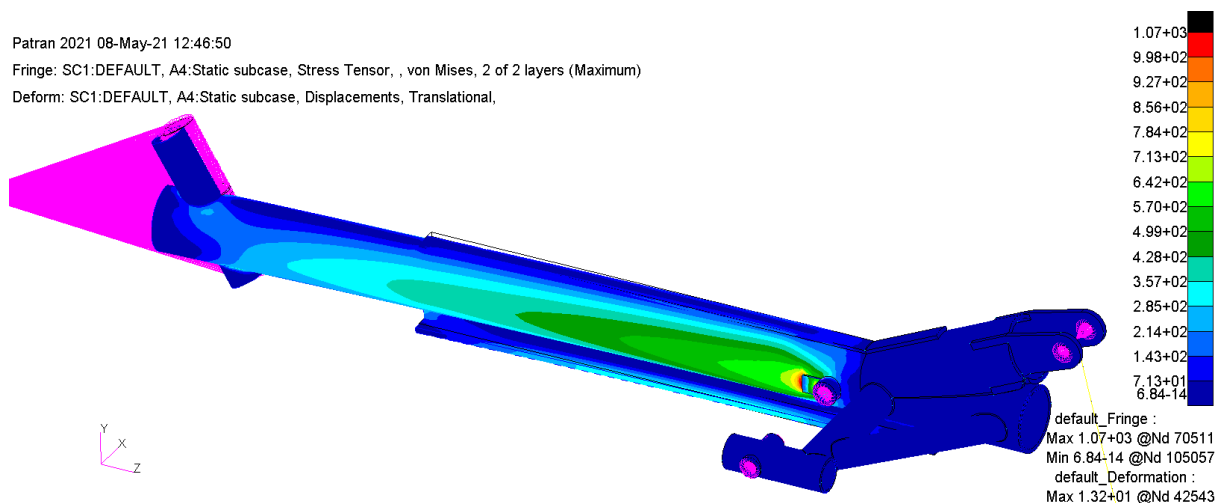


Obr. 74 – Výsledky lineární analýzy při provozním zatížení vodorovnou i svislou silou při brzdění

Patran 2021 08-May-21 12:46:50

Fringe: SC1:DEFAULT, A4:Static subcase, Stress Tensor, , von Mises, 2 of 2 layers (Maximum)

Deform: SC1:DEFAULT, A4:Static subcase, Displacements, Translational,

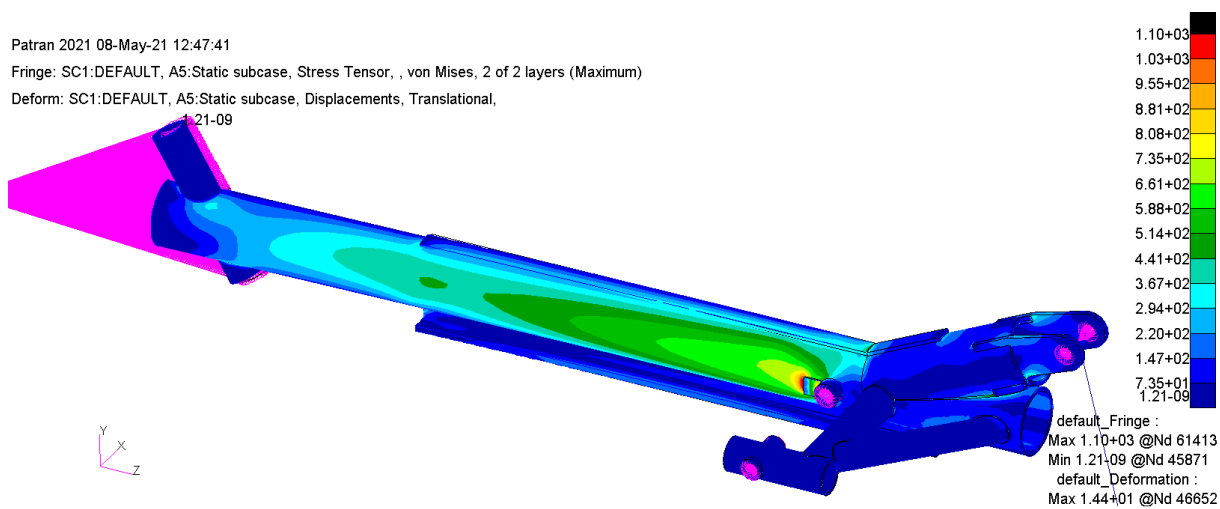


Obr. 75 – Výsledky lineární analýzy při početním zatížení vodorovnou silou při brzdění

Patran 2021 08-May-21 12:47:41

Fringe: SC1:DEFAULT, A5:Static subcase, Stress Tensor, , von Mises, 2 of 2 layers (Maximum)

Deform: SC1:DEFAULT, A5:Static subcase, Displacements, Translational,

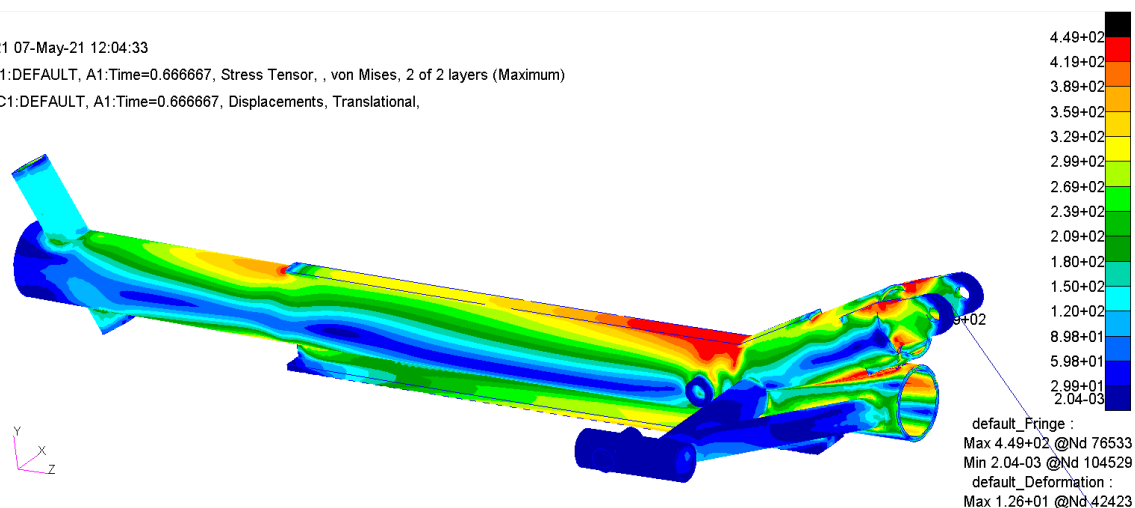


Obr. 76 – Výsledky lineární analýzy při početním zatížení vodorovnou i svislou silou při brzdění

Patran 2021 07-May-21 12:04:33

Fringe: SC1:DEFAULT, A1:Time=0.666667, Stress Tensor, , von Mises, 2 of 2 layers (Maximum)

Deform: SC1:DEFAULT, A1:Time=0.666667, Displacements, Translational,

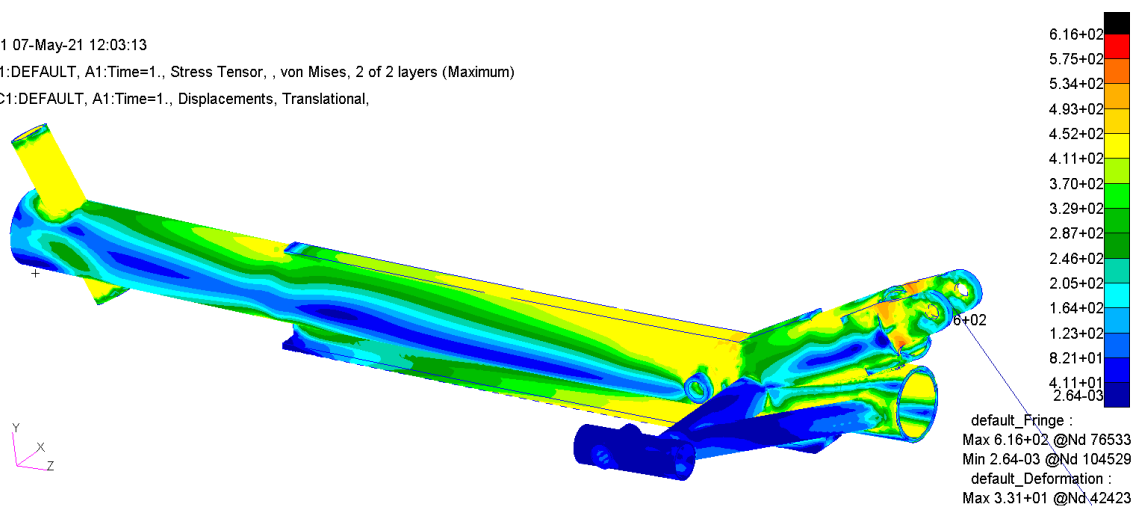


Obr. 77 – Výsledky nelineární analýzy provozního zatížení nohy svislou silou při vodorovném přistání s před. kolem nad zemí

Patran 2021 07-May-21 12:03:13

Fringe: SC1:DEFAULT, A1:Time=1., Stress Tensor, , von Mises, 2 of 2 layers (Maximum)

Deform: SC1:DEFAULT, A1:Time=1., Displacements, Translational,



Obr. 78 – Výsledky nelineární analýzy početního zatížení nohy svislou silou při vodorovném přistání s před. kolem nad zemí

PŘÍLOHA D

Zadní část trupu			
Konfigurace	Hmotnost	Poloha těžiště ve směru x	Poloha těžiště ve směru y
-	m [kg]	x_T [m]	y_T [m]
Přední centráž	49,5	2,829	0,744
Zadní centráž	87,2	2,117	0,639

Tab. 21 – Hmotnostní rozbor zadní části trupu [1]

Přední část trupu			
Konfigurace	Hmotnost	Poloha těžiště ve směru x	Poloha těžiště ve směru y
-	m [kg]	x_T [m]	y_T [m]
Přední centráž	262,0	0,402	0,316
Zadní centráž	302,1	0,427	0,324

Tab. 22 – Hmotnostní rozbor přední části trupu [1]

Motorový prostor a vrtule			
Konfigurace	Hmotnost	Poloha těžiště ve směru x	Poloha těžiště ve směru y
-	m [kg]	x_T [m]	y_T [m]
Přední centráž	125,7	-1,254	0,360
Zadní centráž	96,2	-1,224	0,348

Tab. 23 – Hmotnostní rozbor motorového prostoru a vrtule [1]

Křídla			
Konfigurace	Hmotnost	Poloha těžiště ve směru x	Poloha těžiště ve směru y
-	m [kg]	x_T [m]	y_T [m]
Přední centráž	123,5	0,306	1,039
Zadní centráž	83,9	0,367	1,028

Tab. 24 – Hmotnostní rozbor křídel [1]

Podvozky s kolem 6,00-8			
	Hmotnost	Poloha těžiště ve směru x	Poloha těžiště ve směru y
	m [kg]	x _T [m]	y _T [m]
Hlavní podvozek původní	36,6	0,039	-0,359
Hlavní podvozek nový	39,3	0,773	-0,257
Ostruhový podvozek	4,2	4,193	0,468
Příd'ový podvozek	7	-0,804	-0,124
Původní podvozek celkem	40,8	0,466	-0,274
Nový podvozek celkem	46,3	0,535	-0,237

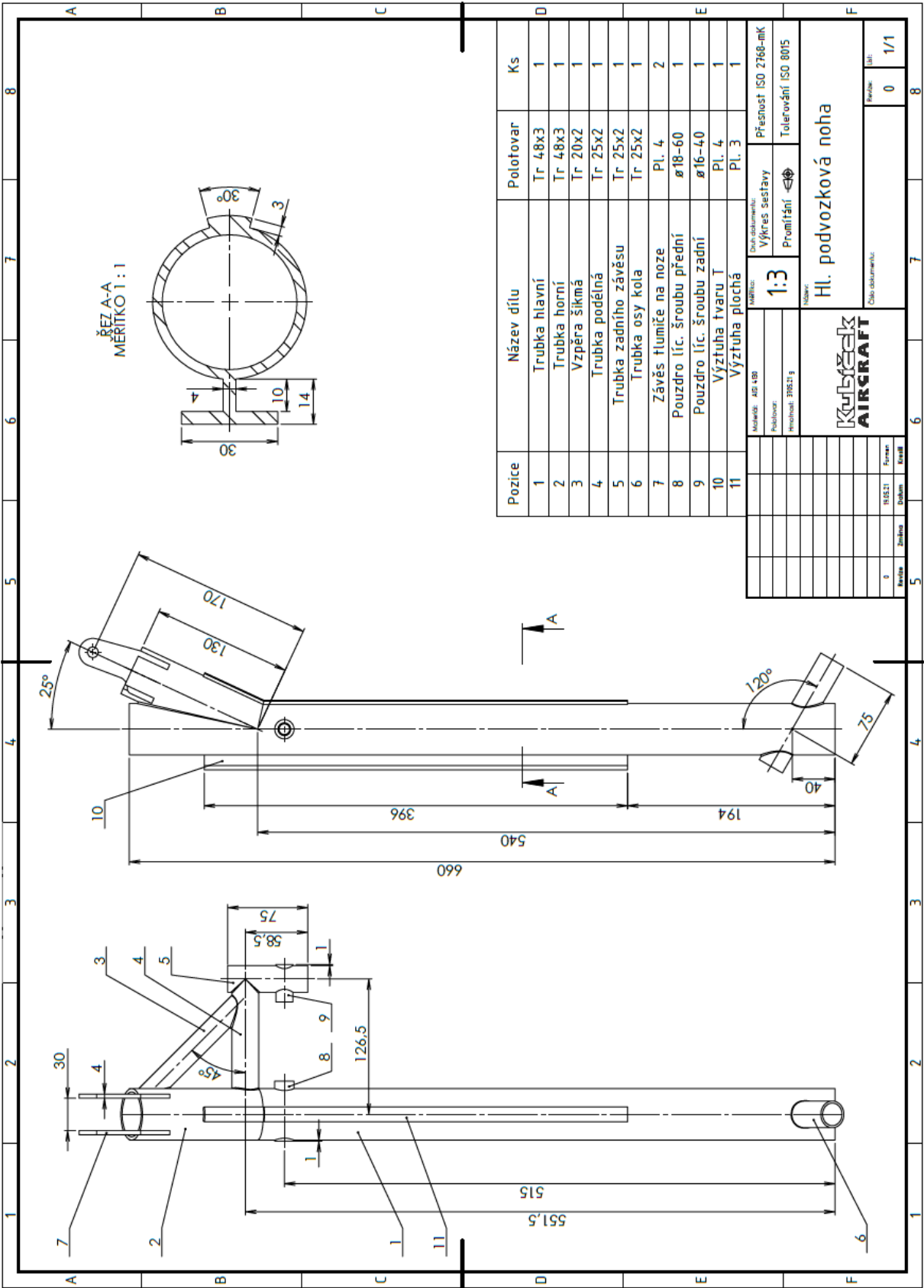
Tab. 25 – Hmotnostní rozbor podvozků s kolem 6,00-8 [1]

Podvozky s kolem 4,00-6			
	Hmotnost	Poloha těžiště ve směru x	Poloha těžiště ve směru y
	m [kg]	x _T [m]	y _T [m]
Hlavní podvozek původní	28,0	0,051	-0,324
Hlavní podvozek nový	30,7	0,774	-0,201
Ostruhový podvozek	4,2	4,193	0,468
Příd'ový podvozek	7	-0,804	-0,124
Původní podvozek celkem	32,2	0,590	-0,221
Nový podvozek celkem	37,7	0,481	-0,187

Tab. 26 – Hmotnostní rozbor podvozků s kolem 4,00-6 [1]



PŘÍLOHA E



Obr. 79 – Výkres sestavy nohy hl. podvozku